

Wälzfräsen mit pulvermetallurgisch hergestelltem Schnellarbeitsstahl

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktoringenieur

(Dr.-Ing.)

von Dipl.-Ing. Martin Hipke

geb. am 08.08.1977 in Halle / Saale

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

Gutachter:

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

Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. Dr. h.c. Dr. h.c. Fritz Klocke

Promotionskolloquium am 14.10.2011

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Fertigungstechnik und Qualitätssicherung (IFQ) der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg. Parallel zu dieser Arbeit wurden die hier dargestellten Ergebnisse im Abschlussbericht des AiF-Forschungsvorhaben 15667 BR „PM-HSS-Wälzfräsen im Hochschnittgeschwindigkeitsbereich (200-300 m/min)“ veröffentlicht.

Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Prof. h.c. Bernhard Karpuschewski, Institutsleiter des IFQ, danke ich für die Förderung und Unterstützung während der Entstehung dieser Arbeit und während meiner Tätigkeit am IFQ. Für die Übernahme des Korreferats danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. Dr. h.c. Dr. h.c. Fritz Klocke dem Leiter des Lehrstuhls für Technologie der Fertigungsverfahren am WZL der RWTH Aachen.

Danken möchte ich der Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA) und den Mitgliedern des Arbeitskreises „Fertigungstechnik“ sowie der projektbegleitenden Arbeitsgruppe der interessierten Firmen für die gute Zusammenarbeit und fortwährende Unterstützung.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Dr.-Ing. Hans-Joachim Knoche, meinem langjährigen Mentor auf dem Gebiet der Verzahnung, für die vielen Hinweise und Anregungen zum Thema Wälzfräsen. Herrn Dr.-Ing. Steffen Wengler möchte ich für kompetente Beratung bei messtechnischen Problemen danken. Auch sei an dieser Stelle Herrn Dr.-Ing. Ralf Frohmüller gedankt. Ohne dessen Fachkompetenz wäre der Aufbau der benutzten Wärmebildkamera nicht möglich gewesen.

Mein Dank gilt weiterhin allen Mitarbeitern des Instituts, die mir während der Entstehung dieser Arbeit und während meiner Tätigkeit mit Rat und Tat zur Seite standen. Auch danken möchte ich Herrn Christian Härtling für die umsichtige und gründliche Durchführung der Versuche an der Wälzfräsmaschine. Frau Hannelore Flügge und Frau Sibylle Faust, die für mich Fotografien anfertigten bzw. Messungen durchführten, möchte ich für die fast unübersehbare Fülle an Daten danken. „Last but not least“ gilt mein Dank Herrn Wilfried Schildt, der eine Vielzahl an Schlagzähnen für die Versuche durch Erodieren herstellte.

Meinen Eltern möchte ich danken, die mir mit ihrer Unterstützung und ihren mahnenden Worten diesen Lebensweg ermöglicht haben.

Kurzfassung

Im Modulbereich von 1,5 – 4 mm gehört das Wälzfräsen nach wie vor zu dem produktivsten Verfahren zur Herstellung von Verzahnungen. Sowohl der zunehmende Kostendruck als auch der Trend zur ökologischen Fertigung führte dazu, dass vermehrt die Trockenbearbeitung auch beim Wälzfräsen Einzug gehalten hat.

Um trocken Wälzfräsen zu können, muss die Schnittgeschwindigkeit gegenüber der Nassbearbeitung erhöht werden. Dies kann bei Werkzeugen aus PM-HSS zu vorzeitigem Versagen führen. In dieser Arbeit werden, gestützt auf Verschleiß- / Standweguntersuchungen, das Potential von Wälzfräsern aus PM-HSS im Schnittgeschwindigkeitsbereich von 200 – 300 m/min aufgezeigt und Einsatzempfehlungen gegeben.

Die Prozessauslegung stützt sich hinsichtlich der Werkzeugbelastung in der Praxis auf die maximale Kopfspannungsdicke nach Hoffmeister. Diese Größe ist ein betrieblich erprobtes Instrument, um eine Überlastung des Werkzeuges zu verhindern. Sie eignet sich aber nicht dafür, eine Vorgabe hinsichtlich einer sinnvollen Schnittgeschwindigkeit beim Wälzfräsen abzuleiten.

In der vorliegenden Arbeit wird eine Methode zur Ermittlung von belastungsabhängigen Richtwerten beim trockenen Wälzfräsen mit PM-HSS-Werkzeugen im Bereich von 200 – 300 m/min vorgestellt. Dabei steht der Zusammenhang zwischen Standlänge, axialem Vorschub, Schnittgeschwindigkeit und den Belastungskenngrößen im Vordergrund. Diese Richtwerte werden in Feldversuchen verifiziert.

Abstract

To generate gears hobbing is the most productive process in the automotive sector. Due to the demand for further cost reduction as well as due to the rising of green technology dry cutting has become an option in hobbing.

In contrast to wet cutting dry cutting needs a higher cutting speed. But the higher cutting speed is often the reason for tool failure, especially breakage. This work shows that hobbing in a range of 200 - 300 m/min is possible and cost-effective for tools made of PM-HSS.

The chip load is the base of process design. It is a well proven industrial tool to protect the hob from overload. But the chip load is not suitable to create a reference value in respect of cutting speed.

This work introduces a method to identify reference values with respect to tool life travel path, axial feed, cutting speed and three chosen load indicators. These reference values are tested in the industry.

Inhaltsverzeichnis

Danksagung	I
Kurzfassung	II
Abstract	III
Verwendete Formelzeichen und Abkürzungen	VI
1 Einleitung	1
2 Stand der Technik	2
3 Aufgabenstellung	15
4 Versuchs- und Messtechnik	17
4.1 Werkzeuge und Werkstücke	17
4.2 Maschinenteknik zur Versuchsdurchführung	20
4.3 Messtechnik	21
5 Lösungsansatz	22
6 Ermittlung der Belastungskenngrößen	28
6.1 Relation zwischen geometrischen / kinematischen Größen und den Belastungskenngrößen	28
6.2 Abhängigkeit der Standlänge von den Belastungskenngrößen und von weiteren Einflussgrößen	38
6.3 Berücksichtigung der Spanablaufbehinderung	39
6.4 Bestimmung von Grenzschnittwerten	42
6.5 Ergebnisse von erforderlichen Verschleiß/Standlängen-Experimenten	52
6.6 Bewertung der Experimente	71
6.7 Vergleich der verwendeten Schicht mit einer Industriestandard-Schicht	77
6.8 Richtwertempfehlung	82
6.8.1 <i>Grobstruktur</i>	82
6.8.2 <i>Beschreibung des Tabellenblatts</i>	85
6.9 Ergebnisse der Industrieprobung	87
6.9.1 <i>Übersicht über die durchgeführten Praxisversuche</i>	87
6.9.2 <i>Gesamtbeurteilung der durchgeführten Praxisversuche:</i>	89
7 Wirtschaftliche Bedeutung und innovativer Beitrag	91
8 Zusammenfassung	97
9 Literaturverzeichnis	100
10 Anhang	107

10.1	Anlage 1: Ergebnisse der Normierung.....	107
10.2	Anlage 2: Übersicht über Versuchswerkstücke und Werkzeuge	111
10.3	Anlage 3: Werkstofftechnische Untersuchungen.....	112
10.4	Anlage 4: Zusammenhang Geometrie / Belastungskenngrößen	114
10.5	Anlage 5: Druckliste Hilfsprogramm Kenngrößenermittlung (SPAkenn).....	116
10.6	Anlage 6: Druckliste Statistische Spananalyse (Statistikanalyse)	117
10.7	Anlage 7: Ergebnisse von Schlagzahnuntersuchungen	119
10.7.1	<i>Schlagzahnversuche mit Werkstoff ZF7b Modul 1,6 mm:</i>	<i>119</i>
10.7.2	<i>Schlagzahnversuche mit Werkstoff ZF7b Modul 1,75 mm:</i>	<i>129</i>
10.7.3	<i>Schlagzahnversuche mit Werkstoff ZF7b Modul 2,7 mm:</i>	<i>132</i>
10.7.4	<i>Schlagzahnversuche Werkstoff ZF7b Modul 3,85 mm:</i>	<i>139</i>
10.7.5	<i>Schlagzahnversuche mit 20MnCrS5 (Anwender 2) Modul 1,6 mm:</i>	<i>145</i>
10.7.6	<i>Schlagzahnversuche mit 17NiCrMo6.4 (Anwender 3) Modul 1,75 mm:</i>	<i>150</i>
10.7.7	<i>Schlagzahnversuche mit 20MoCr4 (Anwender 4) Modul 3,85 mm:.....</i>	<i>154</i>
10.7.8	<i>Schlagzahnversuche mit Werkstoff ZF7b mit variabler Verzahnungsbreite:</i>	<i>159</i>
10.8	Anlage 8: Erprobungsprotokolle	163
10.8.1	<i>Erprobungsprotokoll Anwender 1</i>	<i>163</i>
10.8.2	<i>Erprobungsprotokoll Anwender 2</i>	<i>165</i>
10.8.3	<i>Erprobungsprotokoll Anwender 3</i>	<i>167</i>
10.8.4	<i>Erprobungsprotokoll Anwender 5 (Trockenbearbeitung)</i>	<i>170</i>
10.8.5	<i>Erprobungsprotokoll Anwender 5 (Nassbearbeitung).....</i>	<i>172</i>
10.9	Anlage 9: Elektronisches Tabellenblatt RIWERA – Funktionsweise	174
10.10	Anlage 10: Elektronisches Tabellenblatt RIWERA Beispiel.....	176
10.11	Anlage 11: REM-Aufnahmen	182

Verwendete Formelzeichen und Abkürzungen

Symbol	Bezeichnung	Dimension
A^*	Überlaufweg	mm
A_1, A_2	Koeffizienten einer Regressionsgleichung	-
A/D Wandler	Analog / Digital Wandler	-
AF	auslaufende Flanke	-
CCD	Charge-coupled Device	-
E	Eingriffsrate	%
E^*	Einlaufweg	mm
EF	einlaufende Flanke	-
FEM	Finite Elemente Methode	-
F_{hm}	Umrechnungsfaktor Spannungsdicke	-
F_{iz}	Umrechnungsfaktor Aufschlagszahl	-
F_{lm}	Umrechnungsfaktor Schnittbogenlänge	-
$F_{Werkstoff}$	Faktor für den Werkstoffeinfluss	-
HM	Hartmetall	-
HSS	Schnellarbeitsstahl	-
IR	Infrarot	-
K	Kopfbereich der Schneidkantenabwicklung	-
$K(T/m)_{hm}$	Faktor für Tauchtiefeneinfluss auf mittlere Spannungsdicke	-
$K(T/m)_{iz}$	Faktor für Tauchtiefeneinfluss auf Aufschlagszahl	-
$K(T/m)_{lm}$	Faktor für Tauchtiefeneinfluss auf mittlere Schnittbogenlänge	-
KB1,..., KB4	Kolkbreite	mm
$Kda0_{hm}$	Faktor für Werkzeugdurchmessereinfluss auf mittlere Spannungsdicke	-
$Kda0_{iz}$	Faktor für Werkzeugdurchmessereinfluss auf Aufschlagszahl	-
$Kda0_{lm}$	Faktor für Werkzeugdurchmessereinfluss auf mittlere Schnittbogenlänge	-
Kfa_{hm}	Faktor für Vorschubeinfluss auf mittlere Spannungsdicke	-
Kfa_{iz}	Faktor für Vorschubeinfluss auf Aufschlagszahl	-
Kfa_{lm}	Faktor für Vorschubeinfluss auf mittlere Schnittbogenlänge	-

Symbol	Bezeichnung	Dimension
K_L	Lohnkosten	€/h
K_{MH}	Maschinenstundenkosten	€/h
$K_{m_{hm}}$	Faktor für Moduleinfluss auf mittlere Spannungsdicke	-
$K_{m_{iz}}$	Faktor für Moduleinfluss auf Aufschlagszahl	-
K_{ML}	Platzkosten	€/Stck
$K_{m_{lm}}$	Faktor für Moduleinfluss auf mittlere Schnittbogenlänge	-
$K_{ni_{hm}}$	Faktor für Stollenzahleinfluss auf mittlere Spannungsdicke	-
$K_{Schlagzahn}$	Verhältnis Realfräsen/Schlagzahnfräsen	-
$K_{Schnittgeschwindigkeit}$	Korrekturfaktor für Schnittgeschwindigkeit	-
$K_{Spanablauf}$	Korrekturfaktor für Spanablaufbehinderung	-
KT	Kolktiefe	μm
K_{var}	variable Kosten	€/Stck
$K_{Verschleiß}$	Korrekturfaktor für Verschleißgröße	-
K_W	Werkzeugkosten	€/Stck
K_{WA}	Werkzeuganschaffungskosten	€
$K_{Werkstoff}$	Korrekturfaktor für Werkstoff	-
K_{WS}	Werkzeuginstandsetzungskosten je Standperiode	€
$Kz0_{hm}$	Faktor für Gangzahleinfluss auf mittlere Spannungsdicke	-
$Kz0_{iz}$	Faktor für Gangzahleinfluss auf Aufschlagszahl	-
$Kz0_{lm}$	Faktor für Gangzahleinfluss auf mittlere Schnittbogenlänge	-
Kz_{hm}	Faktor für Zähnezahleinfluss auf mittlere Spannungsdicke	-
Kz_{iz}	Faktor für Zähnezahleinfluss auf Aufschlagszahl	-
$K\beta_{iz}$	Faktor für Schrägungswinkeleinfluss auf Aufschlagszahl	-
$K\beta_{lm}$	Faktor für Schrägungswinkeleinfluss auf mittlere Schnittbogenlänge	-
L	Standweg pro Zahn in Vorschubrichtung	m/Zahn
L_{130}	Standlänge bei $VB_{max} = 130 \mu\text{m}$	m/Zahn
L_{150}	Standlänge bei $VB_{max} = 150 \mu\text{m}$	m/Zahn
L_{220}	Standlänge bei $v_c = 220 \text{ m/min}$	m/Zahn
$LA0^*$	Wälzfräserarbeitsbereich	mm

Symbol	Bezeichnung	Dimension
L_E	Einlaufweg	mm
L_{exp}	experimentell ermittelte Standlänge	m/Zahn
L_{real}	Standlänge pro Fräserzahn Realprozess	m/Zahn
L_{rech}	rechnerisch ermittelte Standlänge	m/Zahn
$L_{Schlagzahn}$	Standlänge pro Zahn Schlagzahnfräsen	m/Zahn
$L_{\ddot{U}}$	Überlaufweg	mm
L_{ZF7b}	Standlänge bei Werkstoff ZF7b	m/Zahn
NKW	Nutzkraftwagen	
P	Graustufenwert	-
PKW	Personenkraftwagen	
P_L	Lohnnebenkosten	%
PM-HSS	Schnellarbeitsstahl, pulvermetallurgisch erzeugt	-
R^2	Korrelationskoeffizient zum Quadrat	-
R_m	Zugfestigkeit	N/mm ²
Spanklasse xy	Spanbildungsverhalten vorn wie Klasse x, hinten wie Klasse y	-
SPSS	Statistical Package for the Social Sciences (statistisches Analyseprogramm der Fa. IBM)	
T	Tauchtiefe	mm
TAX*	Axialteilung	mm
USB	Universal Serial Bus	
V	analoge Verstärkung	-
VB	Verschleißmarkenbreite	μm
VB6, VB7	Verschleißmarkenbreite	mm
V_{bel}	eingestellte Beschleunigungsspannung des Bildverstärkers	V
V_{belmax}	maximale Beschleunigungsspannung des Bildverstärkers	V
VB-gem	gemessene Verschleißmarkenbreite	mm
VB_{max}	maximale Verschleißmarkenbreite	μm
VB-rech	rechnerisch ermittelte Verschleißmarkenbreite	mm
WU	Werkstückumdrehung	-
$a_0 \dots a_{18}$	Koeffizienten von Regressionsgleichungen	-
a_P	Schnitt-Tiefe	mm
b_2, B^*	Verzahnungsbreite	mm

Symbol	Bezeichnung	Dimension
bez. Vol.	auf 1mm Scheidenabwicklung bezogenes Spannungsvolumen	mm*mm
d_{a0} , DA0*	Außendurchmesser Wälzfräser	mm
d_{a2}	Kopfkreisdurchmesser Zahnrad	mm
drei	% Anteil an Dreiflankenspänen	%
dreiK1	%-Anteil an Dreiflankenspänen Klasse 1	%
dreiK2	% Anteil an Dreiflankenspänen Klasse 2	%
dreiK3	%-Anteil an Dreiflankenspänen Klasse 3	%
dreiK4	%-Anteil an Dreiflankenspänen Klasse 4	%
f_a	axialer Vorschub	mm/WU
f_t	tangentialer Vorschub	mm/WU
f_z	Zahnvorschub	mm
z_0 , IGANG*	Gangzahl	-
h_{a0} , h_{aP0} *	Werkzeugzahnkopfhöhe	mm
h_{cumax}	max. Kopfspanungsdicke nach Hoffmeister	mm
h_m	mittlere Spannungsdicke	mm
h_{m0}	Gleichungskonstante	-
h_{m-norm}	mittlere Spannungsdicke normiert	-
h_{mvoll}	mittlere Spannungsdicke vollschnittbezogen	mm
i , NI*	Stollenzahl, Spannutenzahl	-
i_{eff}	effektive Stollenzahl = i/z_0	-
i_z	Aufschlagszahl pro Meter Standweg	1/m
i_{z0}	Gleichungskonstante	-
i_{z-norm}	mittlere Aufschlagszahl normiert	-
i_{zvoll}	Aufschlagszahl pro Meter Standweg vollschnittbezogen	1/m
l_d	Schnittbogenlänge	mm
l_m	mittlere Schnittbogenlänge	mm
l_{m0}	Gleichungskonstante	-
l_{max}	maximale Schnittbogenlänge	mm
l_{m-norm}	mittlere Schnittbogenlänge, normiert	mm
l_{mvoll}	mittlere Schnittbogenlänge vollschnittbezogen	mm
l_{nutz}	nutzbare Fräserlänge	mm
m_n , M*	Normalmodul	mm
n_1	Drehzahl Wälzfräser	min ⁻¹

Symbol	Bezeichnung	Dimension
n_2	Drehzahl Zahnrad	min^{-1}
sekW _{Ba}	durchschnittliche sekundäre Behinderung pro Span an der auslaufenden Flanke	
t_B	Belichtungszeit	ms
v_c	Schnittgeschwindigkeit	m/min
v_{copt}	kostenoptimale Schnittgeschwindigkeit	m/min
x	Profilverschiebungsfaktor	-
z_0, IGANG^*	Gangzahl	-
z_2, Z^*	Zähnezahl Zahnrad	-
zwei _w	prozentualer Anteil der Zweiflankenspäne, die an der auslaufenden Flanke wirksamen Verschleiß erzeugen	-
α_n	Normaleingriffswinkel	Grad [°]
α_{p0}	Profilwinkel	Grad [°]
β_2, BETA^*	Schrägungswinkel	Grad [°]
γ_0	Fräsersteigungswinkel	Grad [°]
ϑ	Temperatur	°C

* Formelzeichen / Abkürzungen in den Ausgabelisten der Hilfsprogramme

1 Einleitung

Der Trend zum modernen Hochleistungsgetriebe hat in der Vergangenheit in der EU nicht die Abkehr, sondern den verstärkten Einsatz von Getriebezahnrädern ergeben [Karp08b]. Die Zahnräder aus legierten Einsatzstählen werden im Bereich von Modul 1,5 bis ca. 2,8 mm für PKW- und bis Modul 4 (4,5) mm für NKW-Getriebe durch Wälzfräsen, als produktivstes der infrage kommenden Verfahren (überwiegend unter automatisierten Bedingungen) produziert. Als Schneidstoffe kommen dafür Hartmetall (HM) und pulvermetallurgisch erzeugter Schnellarbeitsstahl (PM-HSS) zum Einsatz. Das wegen seiner hohen Warmhärte produktivere HM ist wegen seiner Empfindlichkeit gegen Schlag- und Stoßbeanspruchung und wegen seines hohen Preises in seiner Einsatzhäufigkeit in den letzten Jahren rückläufig, während Hochleistungsschnellarbeitsstahl (HSS) an Bedeutung gewonnen hat.

In Verbindung mit Hochleistungsschichten auf der Basis von Chrom-Aluminium geht die Entwicklung unter den Bedingungen der Trockenbearbeitung in Richtung Produktivitätssteigerung durch Erhöhung der Schnittwerte, insbesondere der Schnittgeschwindigkeit. Trockenbearbeitung bei hohen Geschwindigkeiten macht jedoch den Wälzfräsprozess anfällig gegen Störungen und verlangt größere technologische Anstrengungen als die Nassbearbeitung, die üblicherweise bei niedrigeren Schnittgeschwindigkeiten eingesetzt wird. Die vorliegende Arbeit soll zeigen, in welchem Bereich das trockene Wälzfräsen wirtschaftlich und sicher anwendbar ist.

Momentan wird zur technologischen Auslegung des Wälzfräsprozesses (Festlegung des axialen Vorschubes) die maximale Kopfspannungsdicke nach Hoffmeister [Hoff70] und die Erfahrung des Technologen herangezogen. Somit ist eine objektive Prozessauslegung noch nicht möglich.

Zur Optimierung der Fertigungskosten beim Wälzfräsen wurde in der Vergangenheit das Programm „OPTI“ [Knoc05] erstellt. Dieses Programm unterstützt die werkstück- und unternehmensbezogene Optimierung des Prozesses. Hinsichtlich der mechanischen Belastung, die neben der Schnittgeschwindigkeit bestimmend für die erreichbare Standlänge ist, gibt es noch keine wissenschaftlich begründeten Richtwerte. Die vorliegende Arbeit wird einen möglichen Weg zur objektiven Prozessauslegung beim trockenen Wälzfräsen aufzeigen [Hipk11].

2 Stand der Technik

Das Wälzfräsen ist nach wie vor das wichtigste Verfahren zur Herstellung von außenverzahnten Stirnrädern [Bouz08b]. In der industriellen Fertigung wird dabei im Nass- bzw. im Trockenschnitt gearbeitet, wobei die Trockenbearbeitung zunehmend mehr Anwendungen findet. Die Vorteile der Nassbearbeitung sind hinlänglich bekannt. Dazu zählen z.B. Vermeidung thermisch bedingter Qualitätsprobleme, einfache Handhabbarkeit des Prozesses und der einfache Späneabtransport aus dem Arbeitsraum der Maschine. Im Zeitalter der umweltgerechteren Produktion wird aber versucht, gesundheitsschädliche und umweltschädliche Stoffe so weit wie möglich aus der Fertigung zu entfernen. Dies, sowie mögliche Produktivitätssteigerungen und Kostensenkungen ebnen den Weg für die Trockenbearbeitung auch beim Wälzfräsen, die mit dem Einsatz höherer Schnittgeschwindigkeiten verbunden ist.

Beim Vergleich von Hartmetall und PM-HSS ist festzustellen, dass mit Hartmetall wegen der höheren Warmhärte höhere Schnittgeschwindigkeiten und mit PM-HSS höhere Spanungsdicken (und damit höhere Axialvorschübe) realisiert werden können. Untersuchungen zeigten, dass der zu bearbeitende Zahnradwerkstoff einen entscheidenden Einfluss auf die Wirtschaftlichkeit des anzuwendenden Schneidstoffs besitzt [Kloc09, Kobi01, Scha06]. So werden mit PM-HSS bevorzugt Materialien mit geringerer Festigkeit ($R_m = 500 - 700 \text{ N/mm}^2$) und mit Hartmetall Bauteile mit höheren Festigkeiten ($R_m = 900 \text{ N/mm}^2$) zerspant.

Unter ökonomischen Gesichtspunkten gleichen sich in der Tendenz die höheren Werkzeugkosten bei Hartmetall mit der höheren Produktivität und mit den höheren Standzeiten gegenüber Schnellarbeitsstahl aus, so dass die Wahl des Substrates auf den konkreten Bearbeitungsfall abgestimmt werden muss [Karp06, Kloc09, Wink10].

Da ein Werkzeug heutzutage immer als ein System aus Substrat und Hartstoffschicht anzusehen ist, müssen beide Größen aufeinander abgestimmt werden. Ein wesentlicher Fortschritt bei den Beschichtungen konnte dabei in letzter Zeit mit Aluminium-Chrom basierten Schichten erreicht werden [Bely06, Karp08a, Klas06, Knoc10, Kohl10, Krus10, Mohl96, NN10, Vere08]. PM-HSS-Wälzfräser mit leistungsfähigen Hartstoffschichten bieten deshalb ein großes derzeit durch die technische Entwicklung noch wachsendes Leistungspotential, das durch systematische Forschungsarbeiten beim Wälzfräsen umfassend ausgelotet werden muss.

Bei PM-HSS-Wälzfräsern sind bei einer Zunahme der Schnittgeschwindigkeit mehrere sich ändernde Mechanismen zu beobachten. Zum einen, dass sich der Kolkmitteabstand vergrößert und sich dahingehend das Risiko eines Kolkklippenbruchs (relativ) verringert (vgl. auch Anlage 10.11). Zum anderen wird die bei der Trockenbearbeitung entstehende Wärme anteilmäßig vermehrt über den Span abgegeben. Ein weiterer Effekt, der sich bei höheren Schnittgeschwindigkeiten einstellt, ist die Abnahme der Schnittkraft. Der Grund hierfür liegt in der sinkenden Umformarbeit bei der Spanbildung.

Da gegenwärtig kaum technisch-ökonomisch begründete Richtwerte für den Einsatz von PM-HSS-Werkzeugen vorhanden sind und es sich herausgestellt hat, dass diese Werkzeuge hinsichtlich ihres Standmengenverhaltens unter bestimmten Bedingungen empfindlich gegenüber veränderten Belastungsverhältnissen reagieren können [NN01a, NN01b], gehen Unternehmen gegenwärtig den Weg, die Realisierbarkeit der Trockenbearbeitung mit gesteigerten Schnittwerten jeweils für die einzelne Teilposition zu testen. Durch diese Vorgehensweise, die natürlich stark individuell geprägt ist, summieren sich die erforderlichen Aufwendungen, und es verbleiben Produktivitätsreserven in unterschiedlicher Höhe. Es kann eingeschätzt werden, dass in der Industrie allgemein mit PM-HSS Werkzeugen unter den Bedingungen der Trockenbearbeitung Schnittgeschwindigkeiten deutlich unter 200 m/min praxisüblich sind. Es ist zwar durch Laborexperimente [Knoc05] bekannt, dass sich weit höhere Schnittgeschwindigkeiten realisieren lassen, ob und unter welchen Bedingungen dies möglich ist, derartig progressive und produktive Schnittgeschwindigkeiten produktions sicher zu realisieren und wo die Grenzen, insbesondere unter Berücksichtigung verschiedener Werkstoffe und unterschiedlicher Werkstückabmessungen, liegen, ist weitestgehend unklar.

In [Knoc05] wurde eine Methodik zur fallbezogenen Schnittwertoptimierung entwickelt. Diese Methodik ermittelt kostenoptimale Schnittwerte, setzt aber umfangreiche betriebliche Experimente für jeden zu optimierenden Einsatzfall voraus. Das Schnittwertoptimierungsprogramm („OPTI“) [Hipk04, Knoc05] kann deshalb zur Lösung des Problems der Bereitstellung technisch ökonomisch begründeter Schnittwerte nur punktuell und nicht flächendeckend helfend zum Einsatz kommen. Die derzeit für die einsatzfallbezogene Optimierung erforderlichen umfangreichen Experimente sind für viele Unternehmen unter den Bedingungen der Praxis zu aufwendig.

Der Einsatz der Trockenbearbeitung beim Verfahren Wälzfräsen, der wie bereits gezeigt, sinnvoll an den Einsatz höherer Schnittgeschwindigkeiten gekoppelt ist, wird forschungsseitig insbesondere in Deutschland, Frankreich, Griechenland und Japan [Blas01, Bouz02, Bouz04, Csel02, Haup97, Herz01, Herz04, Hint98, Hipk04, Hipk06, Klei99, Klei02, Kloc96a, Kloc96b, Kloc99, Kloc00, Kloc02, Kloc04, Knoc05, Knoe96, Koel99, Koen93, Koep02, Lier01, Lier02, Lin05, Neus97, NN00, Ophe98, Popk97, Popk98, Popk99, Rech05a, Rech05b, Sulz73, Sulz96, Tham96, Thom00, Toen97, Vuel97, Wein97, Wink04] vorangetrieben und gliedert sich in die Anwendung von Hartmetall und Schnellarbeitsstahl. Insbesondere das WZL der RWTH Aachen forscht in Deutschland intensiv auf dem Gebiet des Hartmetalleinsatzes. In der Industrie gibt es einerseits eine Reihe von stabil laufenden Einsatzfällen [NN01a] und andererseits aber Problemfälle mangelnder Prozessstabilität [NN01a, NN01b], wo der Hartmetalleinsatz nach einer Testphase zurückgenommen werden musste. Im Rahmen von Untersuchungen [Kloc02] wurde der Schnittprozess in den unterschiedlichsten Wälzstellungen untersucht. Wälzstellung bezeichnet die charakteristische Stellung, die ein Fräserzahn in jeder Zahnücke einnimmt (Bild 2-1). Die Relativstellung zum Zahnradzahn ist somit immer gleich. Daraus ergibt sich, dass die geometrischen Größen des Spanes ebenfalls gleich sind. Die aus dieser Konstanz resultierenden Nachteile werden durch das sog. Shiften, d.h. das axiale Verschieben des Wälzfräasers, ausgeglichen [NN76].

Durch eine Analyse der Spanbildung und eine Bewertung des Einflusses der Spanform und der effektiven Schneidengeometrie auf das Verschleißverhalten wurde ein Beitrag zur mathematischen Beschreibung der Verschleißentwicklung beim Hartmetalleinsatz und zur komplexen Modellierung des WälzfräSENS insgesamt aufbauend auf die Ergebnisse von Hoffmeister, Joppa und Sulzer [Hoff70, Jopp77, Sulz73] geleistet [Kloc02]. Auch die Untersuchungen von Bouzakis [Bouz00, Bouz02] gehen in diese Richtung. Weitere Forschungsarbeiten beschäftigten sich mit dem Wiederbeschichten von Hartmetallwälzfräsern (FVA-Vorhaben 444/II), insbesondere mit den Effekten, die aus einer definierten Verfestigung der Oberfläche und der definierten Verrundung der Schneidkanten resultieren [Bouz04].

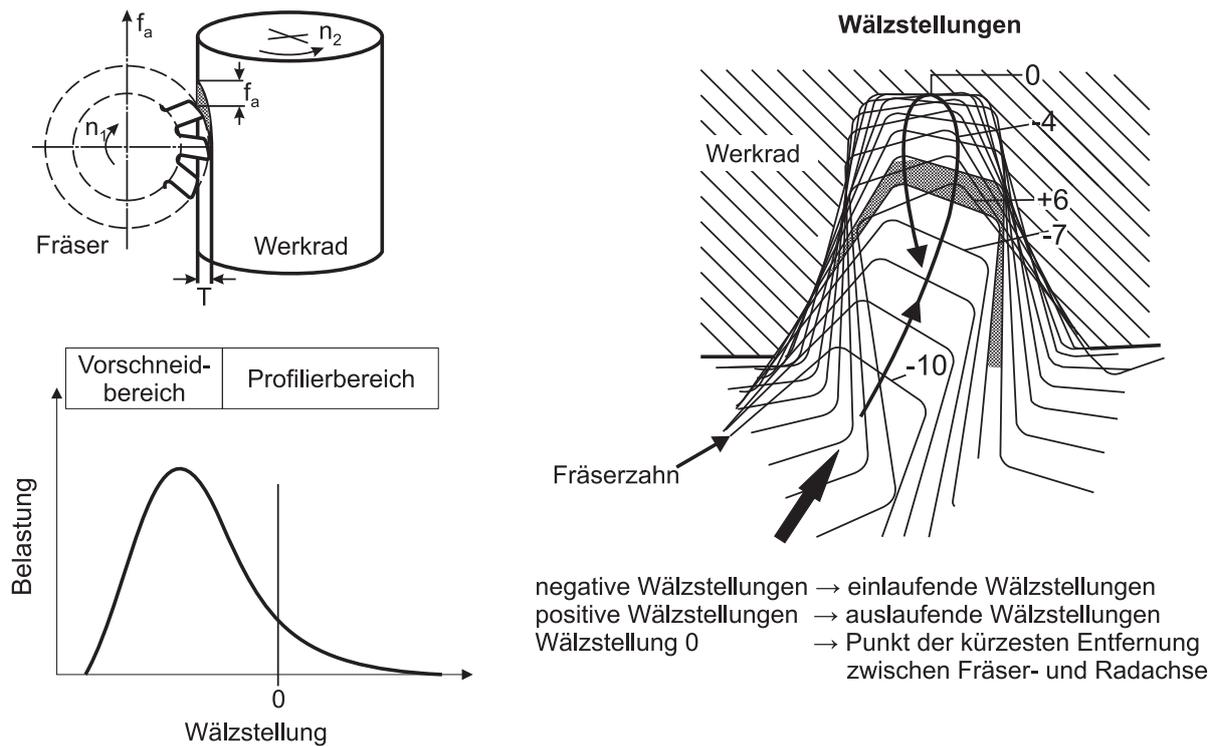


Bild 2-1: Definition der Wälzstellungen beim Wälzfräsen nach [Jopp77]

Auf dem Gebiet des Einsatzes von Schnellarbeitsstahl für die Trockenbearbeitung unter Berücksichtigung gesteigerter Schnittregime, als Alternative zum Hartmetall, wird in Deutschland universitäre Forschung hauptsächlich vom WZL der RWTH Aachen und vom IFQ, Uni Magdeburg betrieben. In [Kloc99] werden vom WZL positive Ergebnisse unter Variation der Schnittgeschwindigkeit und der Kopfspannungsdicke beim Einsatz von HSS im Nass- und Trockenschnitt und von PM-HSS im Trockenschnitt bei unterschiedlichen Beschichtungen vorgestellt. Insgesamt zeigen diese Untersuchungen (als ein erster Schritt) das große, noch nicht ausgeschöpfte Leistungspotential von Werkzeugsystemen aus HSS-Substraten und innovativen Hartstoffschichten beim Wälzfräsen von Einsatzstahl auf. In [Kloc00] wird ergänzend dazu eine technologische und wirtschaftliche Bewertung vorgenommen. Weiterhin wurde vom WZL das Vorhaben FWF 0171 [NN00] bearbeitet. Ziel des Vorhabens war es, in Abhängigkeit vom Schichtsystem, vom Substratwerkstoff, vom Verzahnfall und von den Technologiedaten Aussagen über das Leistungsverhalten der Werkzeuge zu erlangen. In [Klei03] wurden Verschleißmechanismen an beschichteten PM-HSS-Wälzfräsern in der Trockenbearbeitung untersucht. Das am WZL zur technologischen Durchdringung des Wälzfräsens entwickelte Programm SPARTApro, beschrieben in [Kloc02], wurde inzwischen im Rahmen eines Vorhabens des WZL-

Getriebekreises weiterentwickelt. Zielstellung dieses 2006 abgeschlossenen Vorhabens [NN11] waren Erweiterungen, wie die Simulation des Fräsens mit Räumzahnwälzfräsern, der Zweischnitttechnik und die Berechnung der Zerspankräfte beim Wälzfräsen [Gutm88]. Weiterhin wurden vom WZL Forschungsvorhaben zum Wälzfräsen von Großverzahnungen (Betrachtung des 2. Schnittes) und Wälzfräsen von Schmiederohlingen "Potenziale des Wälzfräsens im Schlichtschnitt bei extrem hohen Schnittgeschwindigkeiten" mit Hartmetallwerkzeugen durchgeführt. Die Untersuchungen [Rech05a, Rech05b, Rech09] widmen sich dem Einfluss der Schneidkantenaufbereitung bei hohen Schnittgeschwindigkeiten. Im Bereich der Entwicklung von Beschichtungen für die Trockenbearbeitung mit Wälzfräsern ist, wie schon erwähnt, mit der Einführung der AlCrN-Schichten ein großer Fortschritt erreicht worden. So konnte mit der eingeführten Schicht Balinit-Alcrona von Balzers die Standzeit wesentlich erhöht werden [Gey04]. Dass nicht nur die Schichtbestandteile sondern auch die Schichtarchitektur einen Einfluss besitzen, zeigte sich in der von der Fa. Fette entwickelten Schicht Nanosphere. Der lamellare Aufbau der Schicht aus mehreren Nanolayern verbesserte das Schichtsystem noch einmal [Kohl10, NN10]. Ein nächster Schritt in der Beschichtungstechnik zielt darauf hin, die Schichtbestandteile in eine amorphe Matrix einzubetten und somit abermals die Schichteigenschaften zu verbessern [Csel08, Köpf08].

Alle Neuerungen, die die Eigenschaften des Werkzeuges verändern, erfordern für ihre Anwendung neue Betrachtungen hinsichtlich des Einsatzes der Schnittwerte, da geringe Unterschiede im Werkzeugsystem den optimalen Schnittwertbereich ständig verschieben.

Das an die Trockenbearbeitung gekoppelte PM-HSS-Wälzfräsen mit höheren Schnittgeschwindigkeiten beschränkt sich in der Praxis im Wesentlichen auf die Automobilindustrie, wobei überwiegend Schnittgeschwindigkeiten bis zu maximal 180 m/min zum Einsatz kommen. Damit konnte gegenüber der bei der Nassbearbeitung üblichen Schnittgeschwindigkeit von 100 bis 130 m/min eine deutliche Steigerung erreicht werden. Sowohl im Labor als auch in der Praxis zeigte sich jedoch, dass diese und noch größere Steigerungen nicht für alle Bearbeitungsfälle im genannten Segment möglich sind. So zeigte Mundt [Mund92] für den Vollschnitt beim Wälzfräsen einen Zusammenhang zwischen Verzahnungsgeometrie und Standlänge auf, wobei die mittlere Spanungsdicke als Haupteinflussgröße ausgewiesen wurde.

Es konnte zurückliegend am IFQ [Knoc05] nachgewiesen werden, dass es beim Wälzfräsen möglich ist, den Zusammenhang zwischen Schnittgeschwindigkeit v_c und Standlänge L über einen breiten Schnittgeschwindigkeitsbereich empirisch nach der Gleichung (1) zu beschreiben.

$$L = A_1 \cdot e^{v_c \cdot A_2} \quad (1)$$

Dabei fungieren die Koeffizienten A_1 und A_2 als Platzhalter und sind abhängig von der konkreten Paarung Werkstück/Wälzfräser. Der Regressionsansatz nach Gleichung (1) beschreibt für einen untersuchten Fall den Zusammenhang zwischen Schnittgeschwindigkeit und Standweg mit einem Bestimmtheitsmaß von 99%. Dies gilt für den untersuchten Schnittgeschwindigkeitsbereich von 70 bis 300 m/min. Unterhalb von 70 m/min liegen wegen fehlender Praxisrelevanz keine Messwerte vor.

Untersuchungen ergaben, dass für bestimmte Bearbeitungsfälle sehr hohe Schnittgeschwindigkeiten möglich sind [Knoc10]. Dieser Fakt reicht wegen der Abhängigkeit der Werkzeugverschleißgeschwindigkeit von der geometrieabhängigen Beanspruchungssituation und infolge der möglichen Gefahr des Werkzeugversagens nicht aus, um zu einer verallgemeinernden Aussage zu kommen. Mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit steigt das Risiko, dass Werkzeugtotalversagen eintreten könnte, was kostspielige Konsequenzen hätte. Das resultiert in erster Linie aus der hohen thermo-mechanischen Belastung des Werkzeuges, die für hohe Schnittgeschwindigkeiten typisch ist. Diese Belastung ist aber auch abhängig von der Werkstoff/Schneidstoff-Paarung und von der Beschichtung. Derzeit sind keine Aussagen über das Werkzeugverhalten beim Wälzfräsen mit hohen Schnittgeschwindigkeiten in Abhängigkeit vom Verzahnungswerkstoff bekannt. Dies bezieht sich sowohl auf das Totalversagen als auch auf die Streuung der erzielbaren Standmenge.

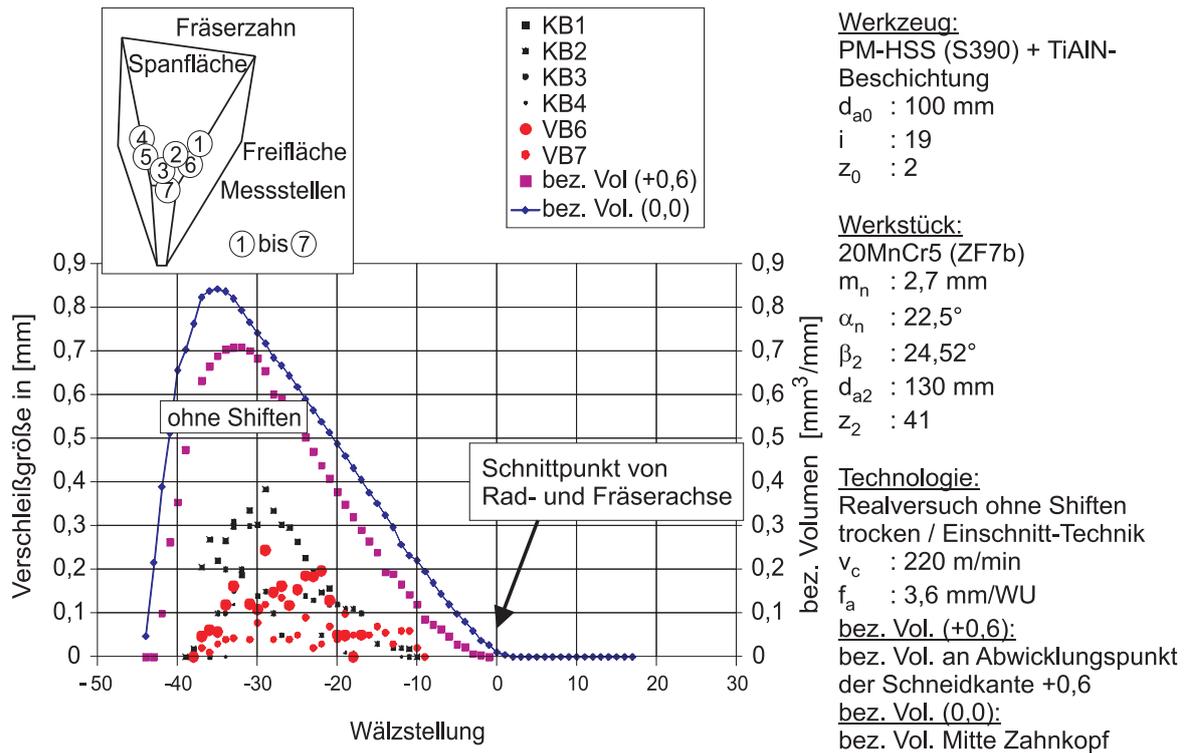


Bild 2-2: Zusammenhang zwischen Belastung und Verschleiß beim Wälzfräsen ohne Shiften [Knoc05]

Ein weiteres Forschungsergebnis [Knoc05] zeigt, dass eine gute Übereinstimmung zwischen Belastungsverlauf über der Wälzstellung, ausgedrückt durch das abgespannte bezogene Volumen am Zahnkopf, und Stärke des Verschleißes beim Wälzfräsen ohne Shiften (Schnittgeschwindigkeit und Paarung Werkstück/Werkzeug konstant) vorhanden ist (Bild 2-2). Dieser Zusammenhang gilt auch für das betriebsübliche Wälzfräsen mit Shiften, wobei an die Stelle des bezogenen Volumens die Summe der bezogenen Volumina tritt, die durch das Shiften durch den Wälzfräserarbeitsbereich entsteht [Knoc05]. Das vorliegende Ergebnis sagt jedoch nichts über die Möglichkeiten und Grenzen seiner Verallgemeinerung aus.

Mit dem Programm „OPTI“ [Knoc05] (Bild 2-3) durchgeführte Berechnungen (mit experimentell ermittelten Standlängen/Verschleiß-Daten und mit geschätzten ökonomischen Daten) haben ergeben, dass der Einsatz von Schnittgeschwindigkeiten im Bereich deutlich über 200 m/min für ausgewählte Bearbeitungsfälle kostengünstig sein dürfte. Die optimierten Schnittgeschwindigkeitswerte liegen deutlich höher als die betriebsüblichen Schnittgeschwindigkeiten, die derzeit für das Trockenwälzfräsen mit PM-HSS-Werkzeugen allgemein bei Werten beträchtlich kleiner als 200 m/min liegen. Daraus ergab sich, dass neben der fachlich sinnvollen Zielstellung, Richtwerte

im Hochschnittgeschwindigkeitsbereich zu erarbeiten, auch eine sinnvolle ökonomische Zielstellung vorlag.

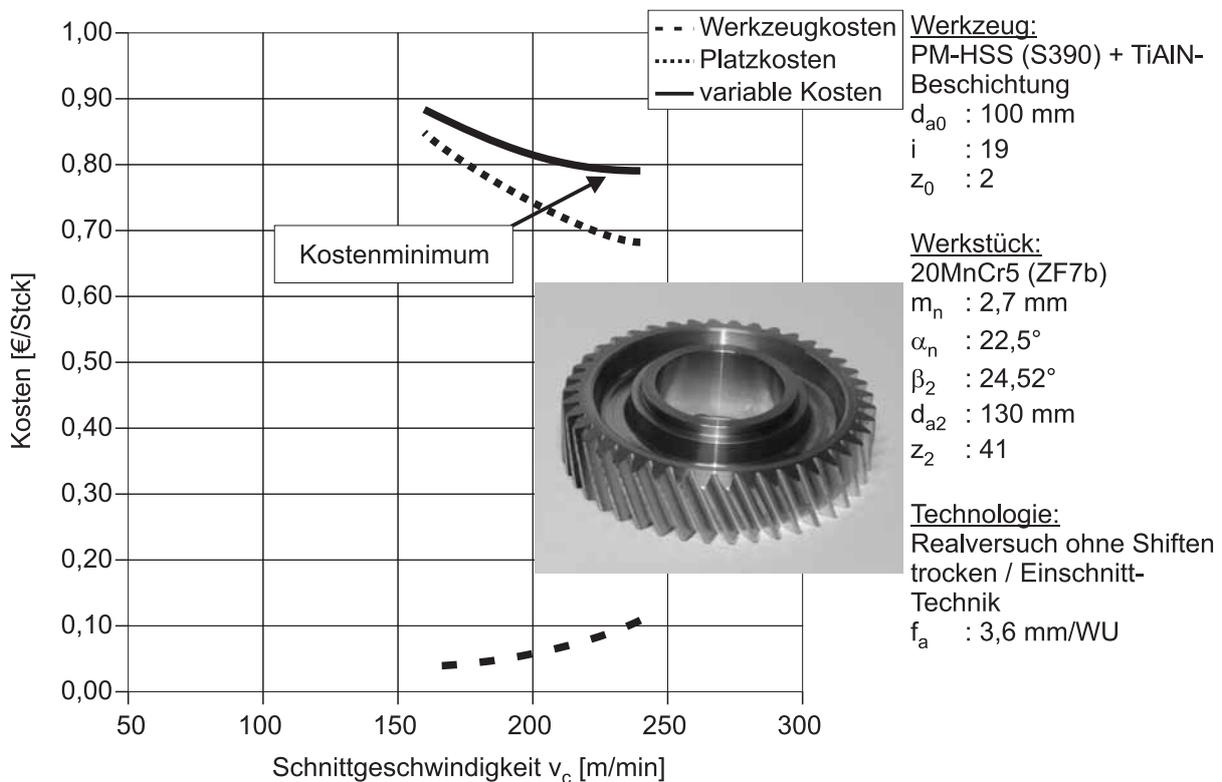


Bild 2-3: Schnittwertoptimierung mit „OPTI“ (Beispiel: Zahnrad mit Modul 2,7 mm) [Knoc05]

Die aus dem technischen Fortschritt resultierende Entwicklung des Schnittwertniveaus, insbesondere der Schnittgeschwindigkeit, beim Wälzfräsen war in den letzten 30 Jahren rasant. Waren noch vor ca. 30 Jahren Schnittgeschwindigkeiten von 25 bis 35 m/min für den betrachteten Modulbereich von Automobilbauzahnradern üblich [Lier85], so lassen sich heute 180 m/min und mehr realisieren.

Zur Festlegung bzw. Begrenzung des axialen Vorschubs wird die Gleichung von Hoffmeister herangezogen [Hoff70]. Hierzu wird eine maximale Kopfspanungsdicke vorgegeben, die bei PM-HSS zwischen 0,15 und 0,30 mm liegen sollte, und gemäß der in Bild 2-4 dargestellten Gleichung der axiale Vorschub bestimmt. Diese empirische Gleichung wurde 1970 aufgestellt und wird in der Praxis bis heute benutzt.

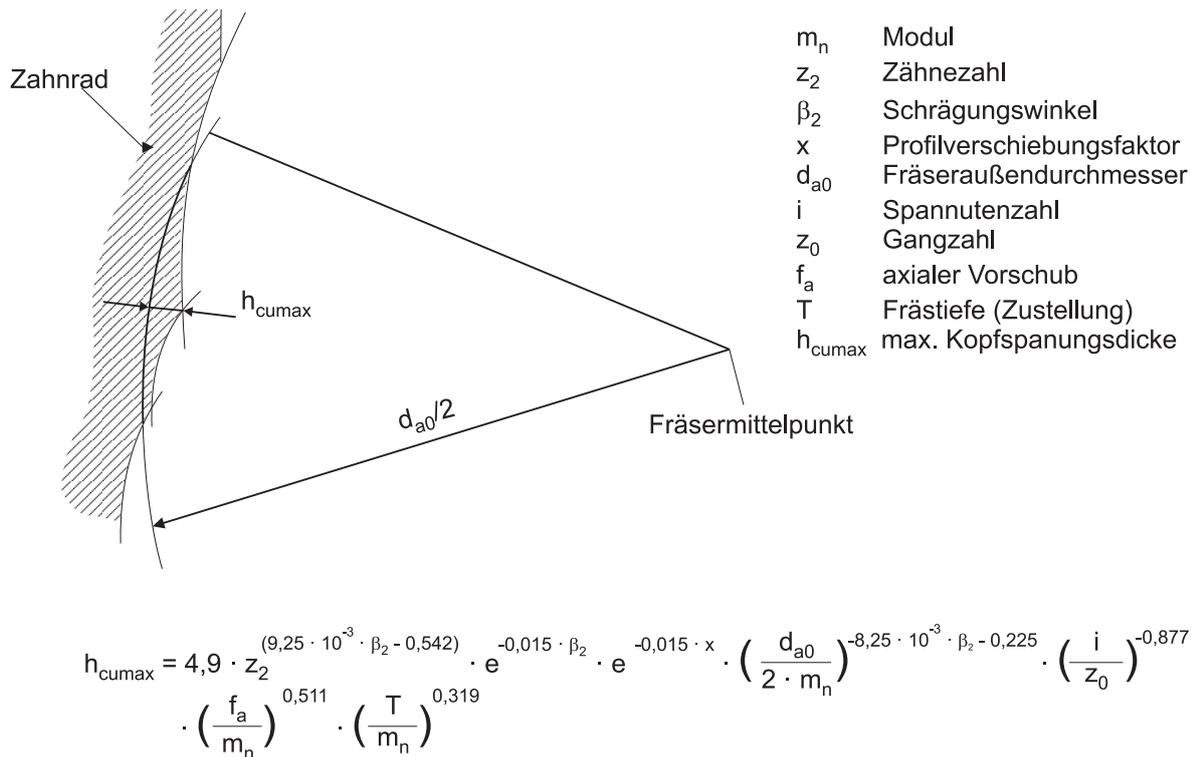


Bild 2-4: Kopfspannungsdicke nach Hoffmeister [Hoff70]

Diese Gleichung berücksichtigt alle relevanten Größen des Fräasers, des Zahnrades und der angewendeten Technologie. Von Nachteil ist die Tatsache, dass sich bei konstant vorgegebener maximaler Kopfspannungsdicke Änderungen in den Größen durch eine Variation des axialen Vorschubs ausgleichen. Daraus folgt, dass die maximale Kopfspannungsdicke nur sehr schwer als Richtwert aber sehr gut als Begrenzung der Belastung nach oben benutzt werden kann.

Für die Belastung des Wälzfräserzahnes ist nicht nur die Schnittgeschwindigkeit und der axiale Vorschub, sondern auch die Form des Spanes entscheidend. In Bild 2-1 ist unten links der qualitative Belastungsverlauf über alle Wälzstellungen aufgetragen. Das Maximum der Belastung in der Vorschneidzone wird nicht nur durch die Kopfspannungsdicken in den einzelnen Wälzstellungen erreicht, sondern auch durch die Form der Späne. Beim Wälzfräsen unterscheidet man zwischen Einflanken-, Zweiflanken- und Dreiflankenspänen. Bild 2-5 zeigt für einen beispielhaften Bearbeitungsfall die Definition der Mehrflankenspäne beim Wälzfräsen.

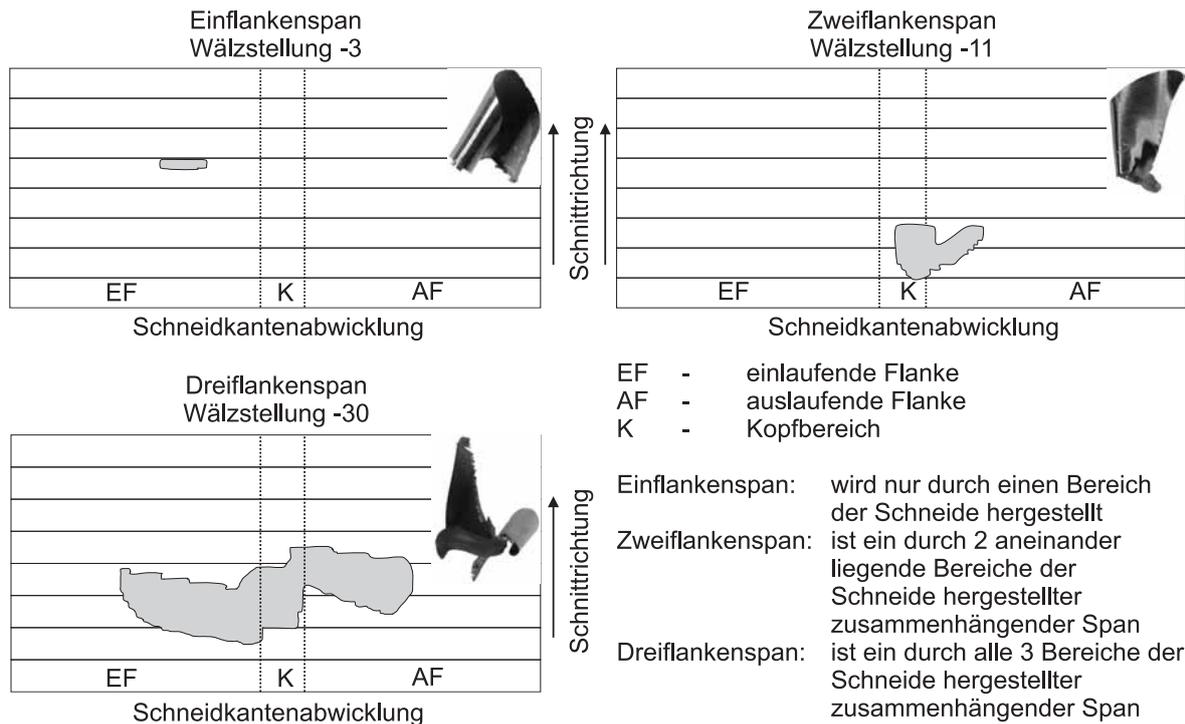


Bild 2-5: Ein-, Zwei- und Dreiflankenspäne

Da die Späne gleichzeitig über mehr als eine Flanke ablaufen, kommt es automatisch zu einer Stauchung der Späne. Dies führt zur Erhöhung der Kraft, die der Span auf die Spanfläche ausübt und zu einer Temperaturerhöhung. Somit hat auch die Form der entstehenden Späne Einfluss auf den Verschleiß. Dies wurde bereits durch Joppa (Bild 2-6) nachgewiesen [Jopp77]. Deutlich ist im Bild 2-6 zu erkennen, dass die maximale Verschleißmarkenbreite nicht im Punkt der maximalen Kopfspanndicke liegt sondern in dem Bereich, in dem kompakte Dreiflankenspäne vorliegen. Dies zeigt, dass die Spanablaufbehinderung, bedingt durch einen „mehrflankigen“ Einlauf der Späne auf der Spanfläche, einen direkten Einfluss auf den Verschleiß ausübt.

Umfängliche Untersuchungen zur Spanablaufbehinderung beim Wälzfräsen hat Bouzakis durchgeführt [Bouz80, Bouz08a]. Er teilte die Dreiflankenspäne in 4 Klassen ein (Bild 2-7), wobei die Klasse I die größte Intensität der Behinderung aufweist.

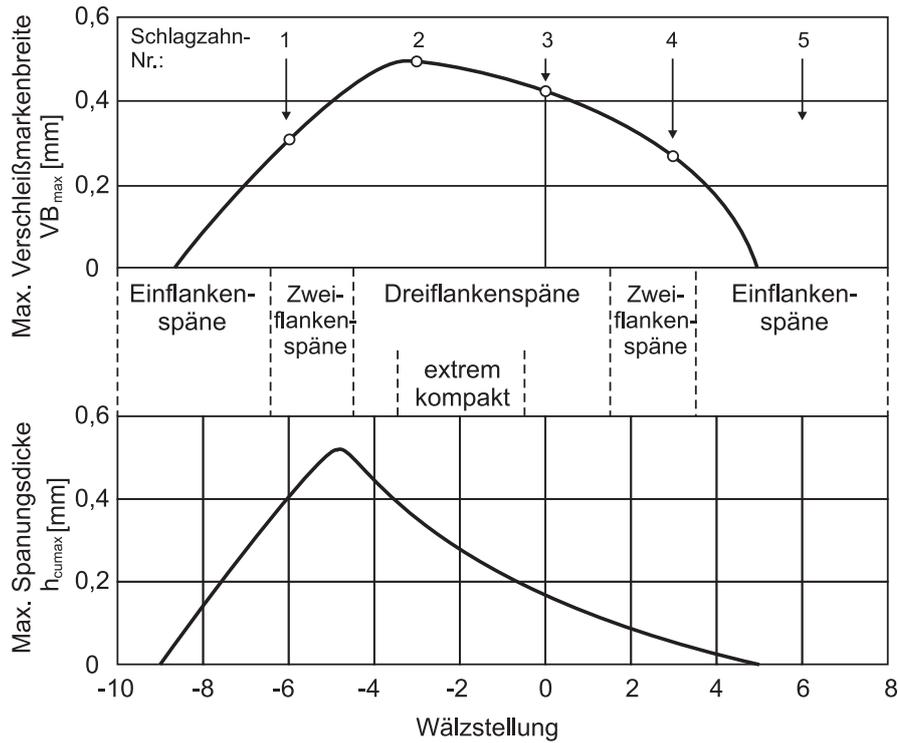


Bild 2-6: Zusammenhang zwischen Spanform max. Verschleißmarkenbreite nach [Jopp77]

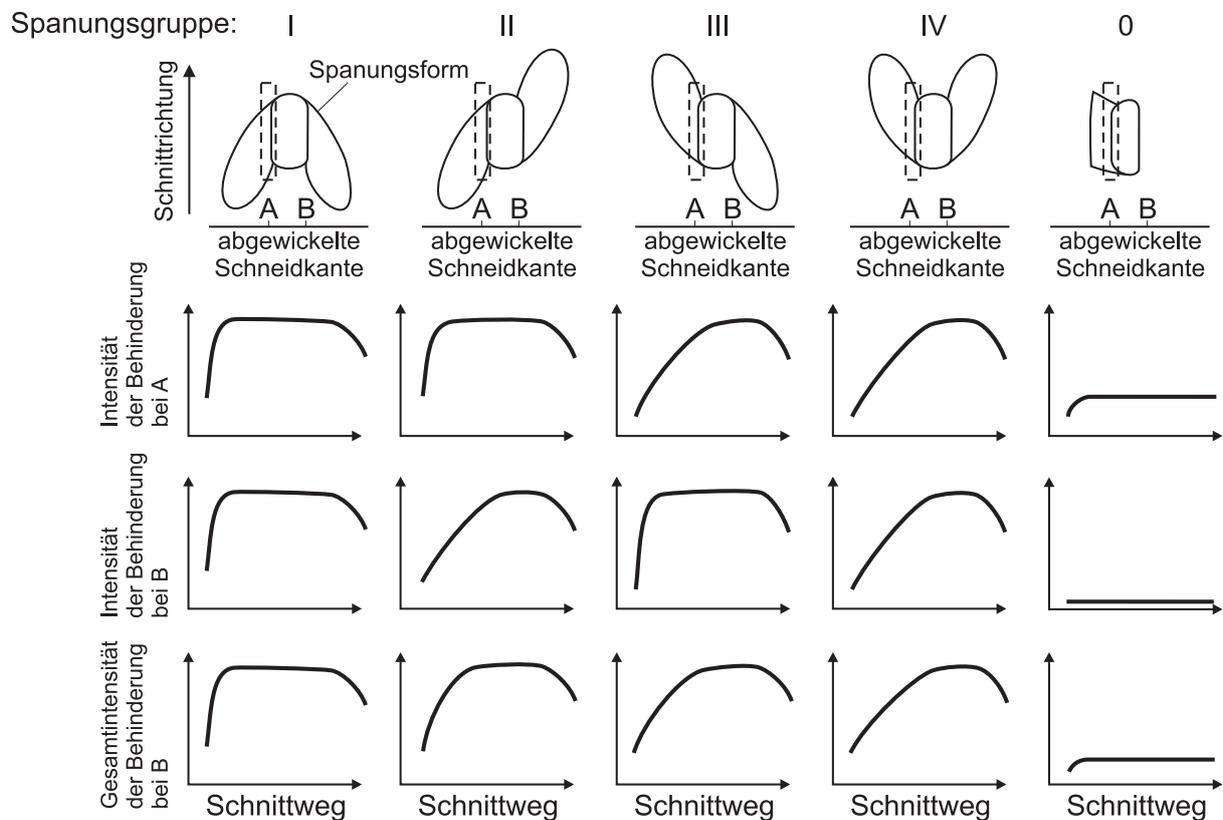


Bild 2-7: Spanablaufbehinderung nach Bouzakis [Bouz80]

Zur Spanablaufbehinderung durch Mehrflankenspäne wird gegenwärtig am WZL der RWTH Aachen ein DFG-Thema mit dem Titel „Erforschung der Werkzeugbelastung bedingt durch Spanablaufbehinderungen bei Zerspanprozessen mit Mehrflankenspänen“ bearbeitet. Ergebnisse dieses Forschungsvorhabens wurden noch nicht veröffentlicht.

Um die Späne hinsichtlich ihrer Mehrflankigkeit analysieren zu können, wird auf Rechenergebnisse des Programms SPARTApro zurückgegriffen.

Das Programm SPARTApro [NN11] führt sowohl eine Optimierung des Wälzfräsprozesses als auch eine Berechnung und Analyse der beim Wälzfräsen auftretenden Spanungsgeometrien durch. Die Ermittlung der einzelnen Spanungsgeometrien wird durch eine Simulation des Fertigungsprozesses auf Basis der Durchdringungsrechnung realisiert, der eine Kalkulation der charakteristischen Kenngrößen nachgeschaltet ist. Zu diesen Kenngrößen gehören die maximalen und mittleren Spannungsdicken und Schnittbogenlängen, sowie die Spannungsvolumina und –querschnitten des unverformten Spans. Es werden die jeweiligen Extremwerte und deren Verteilung entlang der Schneidkante des Fräserzahns bzw. deren Ausprägung in einzelnen Wälzstellungen im Fräserarbeitsbereich ermittelt. Die Berechnungen können sowohl für den Vollschnitt als auch unter Berücksichtigung des Werkzeugein- und -auslaufs erfolgen, wobei dann die Bearbeitung eines kompletten Werkstücks simuliert wird. Das Programm berechnet Späne, die als Matrix, in der die Spannungsdicke in Abhängigkeit von der Schneidkantenabwicklung und vom Drehwinkel angegeben ist, dargestellt werden. Diese Darstellung erlaubt eine rechentechnische Auswertung der Spandateien.

Das Wälzfräsen als Realprozess führt zu sehr hohen Standmengen. Aufgrund dieser hohen Produktivität ist der Realprozess für Standzeituntersuchungen unter Laborbedingungen nur bedingt geeignet. Aus diesem Grund wurde am WZL der RWTH Aachen 1973 und 1974 ein Analogieversuch, der sogenannte Schlagzahnversuch, entwickelt [Sulz73, Jopp77]. Dabei nehmen ein oder mehrere Wälzfräserzähne (je nach Gangzahl) als Schlagzähne nacheinander alle Wälzstellungen ein, die auch jeder vollständig durch den Wälzfräserarbeitsbereich verschiftete Wälzfräserzahn durchläuft (Bild 2-8). Lediglich die Reihenfolge der fallenden Späne ist eine andere. Ist die Werkstückzähnezahl ohne Rest durch die Gangzahl des Wälzfräasers teilbar, so kann auch mit einem Schlagzahn ein mehrgängiger Wälzfräser simuliert werden.

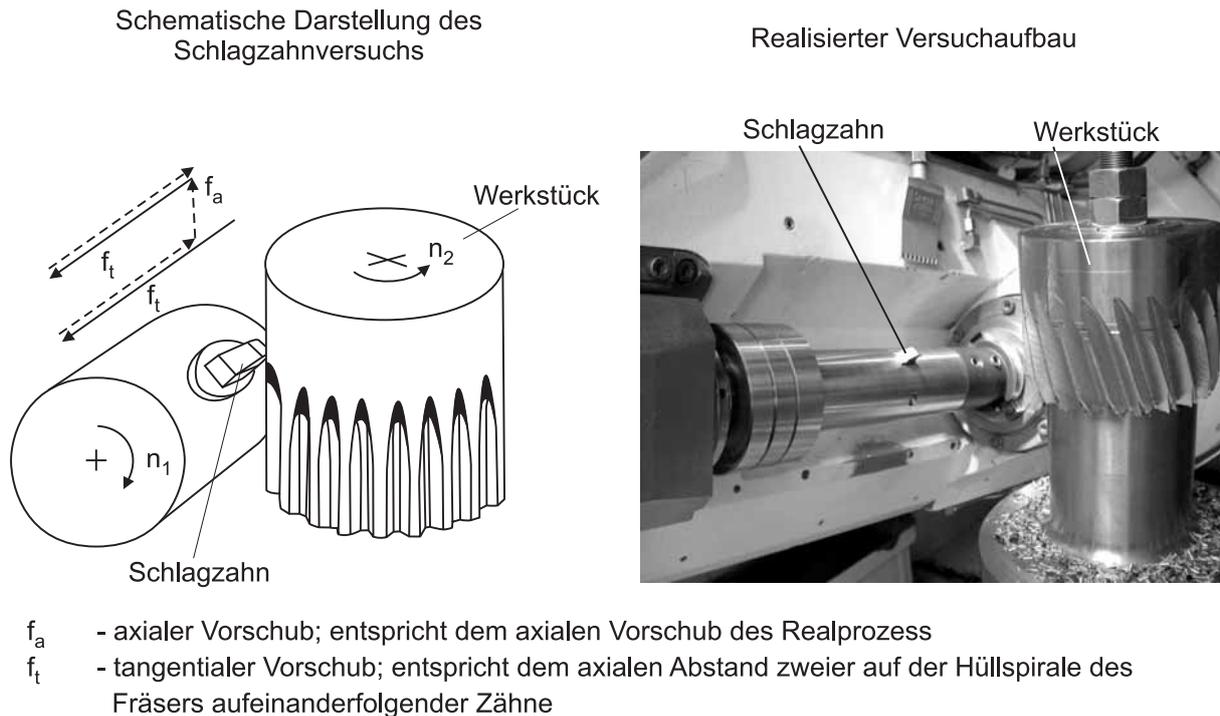


Bild 2-8: Schematische Darstellung des Schlagzahnversuchs nach Sulzer [Sulz73]

Der Hauptvorteil des Schlagzahnversuchs liegt in der enormen Einsparung an Versuchsmaterial und Versuchszeit (durch Einsparung der Hilfszeiten). Weiterhin kommt dazu, dass sich Schlagzähne sehr viel einfacher licht- und rasterelektronenmikroskopisch untersuchen lassen als Wälzfräser. Beim Schlagzahnversuch wird die mechanische Schneidenbelastung des verschifteten Wälzfräserzahns korrekt abgebildet. Unterschiede zum Realprozess resultieren allerdings aus der Tatsache, dass es beim Schlagzahnversuch nicht dazu kommen kann, dass Späne, die sich (beim Realprozess) in den Spannuten verklemmt haben, wieder in die Wirkstelle hineingezogen werden können. Weiterhin erwärmen sich beim trockenen Fräsen mit dem Schlagzahn Werkstück- und Schlagzahnhalter im Gegensatz zum Realprozess nur geringfügig. Trotzdem wird allgemein davon ausgegangen, dass sich eine Relation zwischen Realprozess und Schlagzahnversuch einstellt.

3 Aufgabenstellung

Mit der Arbeit werden folgende Hauptzielstellungen verfolgt:

- Ableitung von Aussagen über das Verhalten von PM-HSS-Werkzeugen beim trockenen Wälzfräsen mit hohen Schnittgeschwindigkeiten in Abhängigkeit vom Verzahnungswerkstoff und von der Verzahnungsgeometrie.
- Erarbeitung von belastungsabhängigen Richtwerten für das PM-HSS-Trockenwälzfräsen unter Berücksichtigung des Hochschnittgeschwindigkeitsbereichs für mehrere Verzahnungswerkstoffe.
- Erprobung und Verifizierung der Richtwerte zum Nachweis der Praktikabilität.

Zur Erreichung dieser Zielstellung sind experimentelle und theoretische Untersuchungen vorzunehmen, um den kritischen Bereich hoher und höchster Schnittgeschwindigkeiten so zu untersuchen, dass

- Aussagen über den Einfluss ausgewählter (üblicher) Verzahnungswerkstoffe auf den realisierbaren Schnittgeschwindigkeitsbereich möglich werden,
- die aus der Zahnradgeometrie resultierenden Belastungsunterschiede angemessen berücksichtigt werden,
- Erkenntnisse über die zu erwartende Prozessstreuung hinsichtlich des Standweges in Vorschubrichtung pro Fräserzahn im kritischen Schnittgeschwindigkeitsbereich resultieren.

Die Erfüllung dieser Zielstellung setzt folgende Lösungsschritte voraus:

- Festlegung der für die Werkzeuge zum Einsatz kommenden Paarung Substrat/Schicht. Dafür kommt nur die zum aktuellen Zeitpunkt beste Trockenbearbeitungsschicht infrage. Festlegung der einzubeziehenden Verzahnungswerkstoffe unter Berücksichtigung ihrer Zerspanbarkeit und Festlegung des zu untersuchenden Modulbereiches.
- Rechnergestützte Analyse der aus der Zahnradgeometrie in Verbindung mit der Werkzeuggeometrie resultierenden Belastungssituation zur Ableitung eines die Beanspruchungssituation berücksichtigenden Versuchsprogramms auf der Basis von Versuchsplänen.

- Ermittlung der Standmengenstreuung für einen typischen Verzahnungsfall im Analogieversuch für eine Schnittgeschwindigkeit im zu erwartenden Lösungsbereich.
- Ermittlung der für die Paarung Substrat/Schicht kritischen Spanflächentemperatur, die nicht überschritten werden sollte.
- Durchführung der Experimente im Analogieversuch für die verschiedenen Werkstoffe unter Variation der Belastungsverhältnisse.
- Ableitung von Richtwerten für die ausgewählten Verzahnungswerkstoffe im progressiven Hochschnittgeschwindigkeitsbereich.
- Erprobung der Richtwerte an einem Bearbeitungsfall im Realversuch.
- Verifizierung eines Einsatzfalles in mehreren Anwenderbetrieben.

4 Versuchs- und Messtechnik

4.1 Werkzeuge und Werkstücke

Für die erforderlichen Verschleiß- / Standlängenuntersuchungen wurden vier unterschiedliche Verzahnungen aus der Industrie eingesetzt. Die geometrischen Abmessungen der dazu gehörigen Wälzfräser sind der [Tabelle 4-1](#) zu entnehmen.

Tabelle 4-1: Abmessungen der eingesetzten Werkzeuge

Werkzeugdaten	Anwender 1	Anwender 2	Anwender 3	Anwender 4
Modul m_n [mm]	2,7	1,6	1,75	3,85
Außendurchmesser Fräser d_{a0} [mm]	100	90	80	100
nutzbare Fräserlänge L_{nutz} [mm]	200	110	200	220
Zahnhöhe h_0 [mm]	6,867	3,718	6	8,78
Zahnkopfhöhe Wälzfräser h_{a0} [mm]	4,09	2,47	3,25	5,23
Fräsergangzahl z_0	2	3	2	1
Steigungsrichtung Fräser	links	rechts	links	rechts
Steigungswinkel Fräser γ_0 [°]	3°22'15"	2°49'	2°47'	2°24'
Spannutenzahl i	19	24	19	17
Spannutenrichtung	∞	∞	∞	∞
Teilung p_0	8,48	5,02	5,49	11,79
Protuberanz	ja	ja	nein	ja

Die eingesetzten Bezugsprofile sind in der Anlage [Bild A 10.2-1](#) dargestellt.

Alle eingesetzten Werkzeuge wurden von der Fa. LMT Fette geliefert. Bei dem Werkzeugsubstrat handelte es sich um den pulvermetallurgisch hergestellten Schnellarbeitsstahl S390 PM (S 10-2-5-8). Die Legierungselemente sind in [Tabelle 4-2](#) zusammengefasst.

Tabelle 4-2: Chemische Zusammensetzung des Werkzeugsubstrats

chemische Analyse in Gew.-%					
C	Co	W	Mo	V	Cr
1,60	8,00	10,80	2,00	5,00	4,75

Bild 4-1 zeigt eine Ansicht von Schlagzähnen und einem für die Versuche notwendigen Schlagzahnhalter. Auf die Herstellung der Schlagzähne wird in Abschnitt 6.5 näher eingegangen.

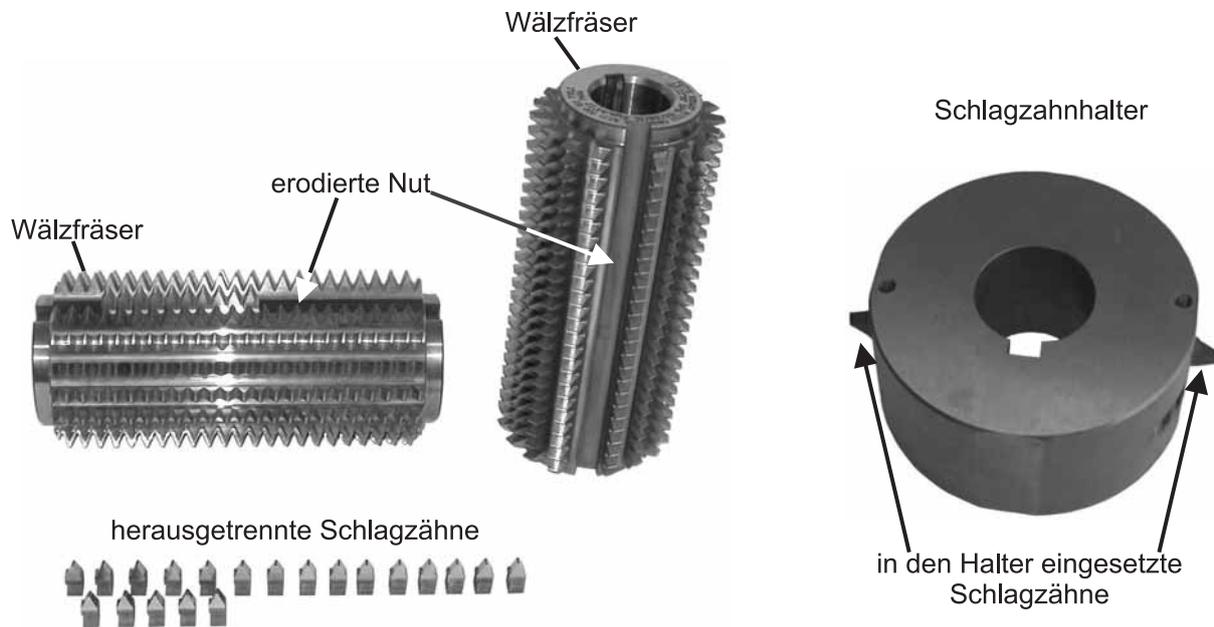


Bild 4-1: Ansicht eines erodierten Wälzfräasers mit Schlagzähnen und Schlagzahnhalter

Für die Versuche wurden die Wälzfräaser mit einer AlCrN-Hartstoffschicht beim Werkzeuglieferanten beschichtet. Es wurde hierfür die für die Trockenbearbeitung konzipierte Beschichtung Nanosphere (Schicht 1) der Fa. LMT Fette benutzt. Zum Vergleich wurden Schlagzähne mit der Industriestandardschicht Balinit-Alcrona (Schicht 2) und deren Weiterentwicklung Balinit-Alcrona-Pro (Schicht 2a) der Fa. Oerlikon Balzers beschichtet. Beide Beschichtungen sind ebenfalls AlCrN-Schichten und werden in der Nass- und Trockenbearbeitung eingesetzt.

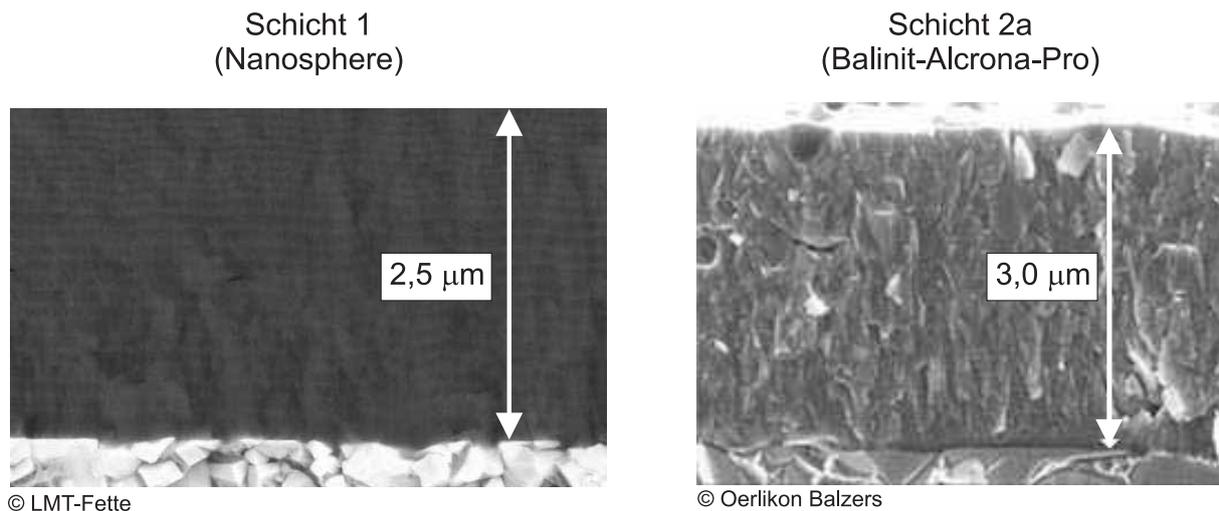


Bild 4-2: Schnittansicht der eingesetzten Beschichtungen

In [Bild 4-2](#) wird der Unterschied beider Beschichtungen deutlich. Die Schicht 1 ist eine Multilayer-Schicht, d.h. die Schicht ist über die gesamte Dicke lamellar aufgebaut mit jeweils unterschiedlichen Al- und Cr-Gehalten. Die Schichten 2 und 2a sind Monolayer-Schichten, wie in [Bild 4-2](#) rechts zu erkennen ist.

Die geometrischen Kenndaten der bei den Untersuchungen eingesetzten Verzahnungen sind der [Tabelle 4-3](#) zu entnehmen.

Die grundsätzlichen Untersuchungen wurden am Werkstoff 20MnCr5 (ZF7b) (Anwender 1 / Verzahnung 1) durchgeführt. Darüber hinaus wurden drei weitere Werkstoffe eingesetzt,

- 20MnCrS5 (Anwender 2 / Verzahnung 2),
- 17NiCrMo6.4 (TL4521) (Anwender 3 / Verzahnung 3) und
- 20MoCr4 (Anwender 4 / Verzahnung 4)

um einen Faktor für den Werkstoffeinfluss bestimmen zu können. Die chemischen Analysen sowie Schliffbilder sind im Anhang (Anlage [10.3](#)) aufgelistet. Alle ermittelten Parameter der verwendeten Werkstoffe lagen in den dafür zulässigen Bereichen.

Tabelle 4-3: Werkstückdaten

Werkstückdaten	Verzahnung 1	Verzahnung 2	Verzahnung 3	Verzahnung 4
Werkstoff	ZF7B	20MnCrS5	17NiCrMo 6.4	20MoCr4
Modul m_n [mm]	2,7	1,6	1,75	3,85
Werkstückzähnezahl z_2	41	45	41	20
Eingriffswinkel α_n [°]	22,5	20	15	20
Werkstückschrägungswinkel β_2 [°]	24,52	15	31,5	0
Steigungsrichtung Werkstück	links	rechts	links	-
Werkstückkopfkreisdurchmesser d_{a2} [mm]	130	78,57	89,5	87,46
Profilverschiebungsfaktor x [mm]	0,2343	0,321	-0,0457	0,3585
Verzahnbreite b_2 [mm]	29	24	15,72	41

4.2 Maschinentechnik zur Versuchsdurchführung

Die Verschleiß- / Standlängenversuche wurden auf einer Wälzfräsmaschine der Fa. Gleason Pfauter P200 durchgeführt. Bei dieser Maschine handelt es sich um eine Nassbearbeitungsmaschine, die für die Trockenbearbeitungsversuche mit einem Industriesauger zur Entfernung der Späne ausgerüstet wurde. Bild 4-3 zeigt eine Ansicht der Maschine sowie die technischen Daten.



Technische Daten:

Werkstück:

Nennmodul [mm]: 5
max. Außendurchmesser [mm]: 200

Werkzeug:

max. Kopfkreisdurchmesser [mm]: 130
max. Länge [mm]: 220

Drehzahlen:

Werkzeug [min^{-1}]: 150 ... 1500
Werkstücktisch [min^{-1}]: 1 ... 1000

Bild 4-3: Ansicht der verwendeten Wälzfräsmaschine

Für die Aufgabenstellungen waren auch Temperaturmessungen beim Wälzfräsen erforderlich. Diese Versuche wurden auf der CNC-Fräsmaschine MAHO MH 600E (Bild 4-4) durchgeführt.



Technische Daten:

Antriebsleistung [kW]:	8
Drehzahlbereich der Spindel [min^{-1}]:	20 ... 4000
Vorschubgeschwindigkeit [mm/min]:	1 ... 4000

Bild 4-4: Ansicht der verwendeten CNC-Fräsmaschine

4.3 Messtechnik

Zur Messung des Freiflächenverschleißes wurde ein Werkstattmikroskop (Mitutoyo 176-940D Toolmakers Microscope) verwendet. Nach Erreichen der maximalen Verschleißmarkenbreite bzw. wenn auf Grund des optischen Eindrucks der Schneidkante bzw. der Spanfläche eine hohe Kolktiefe zu erwarten war, wurde die Kolktiefe mittels Streifenlichtmikroskop MicroCAD compact der Fa. GfM vermessen.

Für die durchgeführten Kraftmessungen wurde ein 3-Komponenten-Dynamometer Typ 9255B der Firma Kistler verwendet.

5 Lösungsansatz

Die Aufgabenstellung der vorliegenden Arbeit bezieht sich auf das Wälzfräsen in einem Schnitt zur Vorbearbeitung einsatzgehärteter Zahnräder im Modulbereich von 1,5 bis 4 mm. Es kommt gleichsinniges Fräsen im Gleichlauf zum Einsatz.

Es wurde der Schnittgeschwindigkeitsbereich von 200 bis 300 m/min untersucht.

Aus den weiter oben formulierten Hauptzielstellungen der Arbeit leitet sich der Lösungsansatz ab

- für den Wälzfräsprozess aussagekräftige primäre Belastungskenngrößen auszuwählen,
- für diese Kenngrößen den Zusammenhang zur Verzahnungs- bzw. Paarungsgeometrie zwischen Werkstück und Wälzfräser herzustellen und
- durch experimentelle Untersuchungen auf der Basis empirischer Funktionsansätze den Zusammenhang zwischen Primärkenngrößen und Verschleiß-Standlängenverhalten zu beschreiben.

Weitere Einflussgrößen werden durch Ermittlung von Korrekturfaktoren berücksichtigt. Dies betrifft in erster Linie die Schnittgeschwindigkeit- und den Werkstoffeinfluss. Darüber hinaus wird auf der Basis des Standes der Technik der Einfluss der Spanablaufbehinderung auf das Verschleißverhalten berücksichtigt.

Eine physikalisch begründete Darstellung des Verschleiß/Standzeit- bzw. des Verschleiß/Standlängen-Verhaltens von Werkzeugen mit geometrisch bestimmter Schneide existiert derzeit nicht und ist auch wegen der Vielzahl von Einflussgrößen auf dieses Verhalten nicht zu erwarten. Die Ermittlung des Verschleiß/Standzeitverhaltens von Werkzeugen mit geometrisch bestimmter Schneide erfolgt deshalb für konventionelle Verfahren nach wie vor nach empirischen Funktionsansätzen, wie zum Beispiel nach Taylor [[Tayl1908](#)]. Es ist im Schrifttum auch kein empirischer Ansatz aufgezeigt, mit dem das Verschleiß/Standweg- bzw. das Standzeit/Verschleiß-Verhalten beim Wälzfräsen unter Berücksichtigung der Paarungsgeometrie Wälzfräser/Werkstück beschrieben werden kann.

Beim konventionellen Fräsen werden allenfalls solche Größen wie Spannungsdicke, Eingriffsgröße und Spannungsbreite als Belastungskenngrößen bei der empirischen Beschreibung des Verschleiß/Standzeit-Verhalten berücksichtigt.

Beim Wälzfräsen ist es die maximale Kopfspannungsdicke nach Hoffmeister, die betriebsüblich als Vorgabegröße zur Ermittlung des Axialvorschubes zur Anwendung kommt. Der Bezug auf diese Größe begrenzt die maximale mechanische Belastung der Schneidkante und stellt eine erprobte Maßnahme dar, das Werkzeug vor Überlastung zu schützen. Zur Beschreibung des Verschleiß-Standlängen-Verhaltens wurde diese Größe bisher noch nicht verwendet und dürfte auch dafür weniger geeignet sein als gemittelte Werte. In Bild 5-1 wird die erreichte Standlänge für eine konstante maximale Kopfspannungsdicke, bei gravierender Änderung der Verzahnungsparameter, dargestellt.

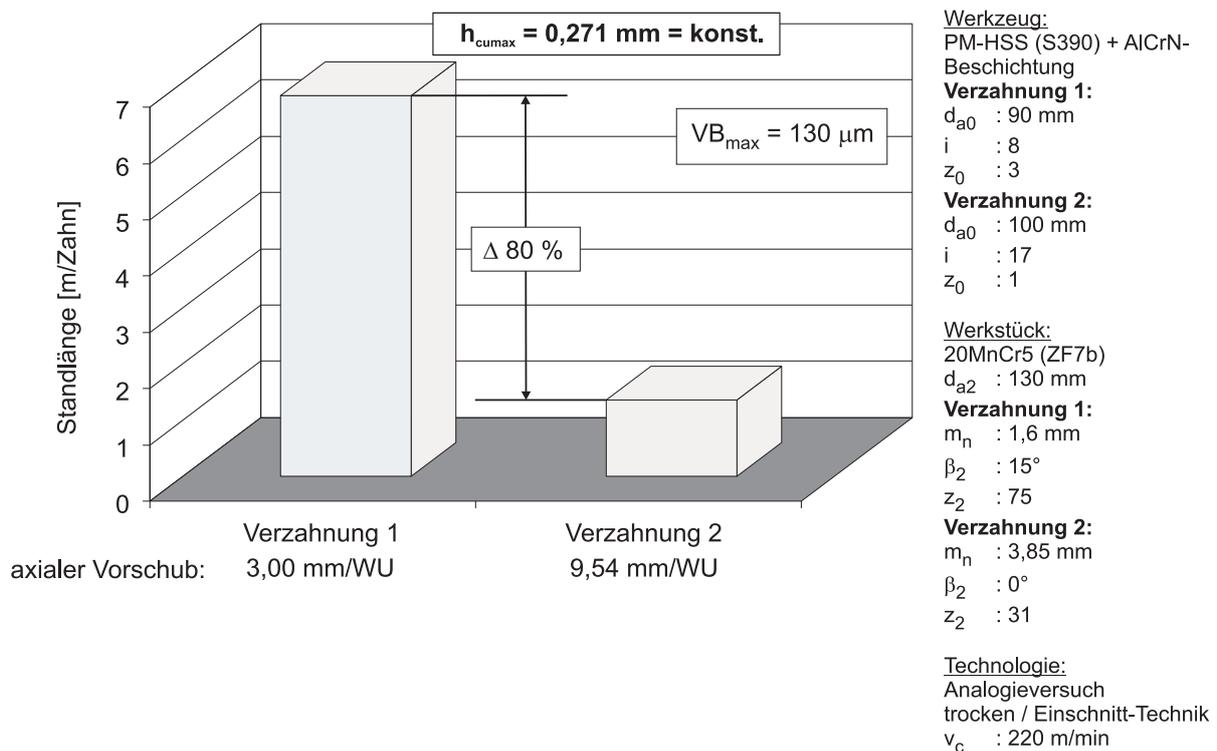


Bild 5-1: Standlängenergebnis bei konstanter maximaler Kopfspannungsdicke

Um die geometrischen Einflussgrößen auf die Belastung der Werkzeugschneide erkennen und deren Einfluss beschreiben zu können, wurde zunächst mit den Formeln von Hoffmeister [Hoff70] untersucht, welche geometrischen Größen sich in welcher Stärke auf die maximale Kopfspannungsdicke h_{cummax} und auf die maximale Schnittbo-

genlänge l_{\max} auswirken. Hierbei ist anzumerken, dass die Position beider Größen bezogen auf die Schneidenabwicklung nicht übereinstimmen muss.

Auf der Basis von Regressionsgleichungen (nicht dargestellt) wurde ermittelt, wie sich die Änderung von Einflussgrößen um jeweils 100% auf die Zielgröße auswirkt (Tabelle A 10.4-1 und Tabelle A 10.4-2, Anlage 10.4). Dabei konnte festgestellt werden, dass sich auf die max. Kopfspanungsdicke der Modul, die Gangzahl, die Stollenzahl, der Axialvorschub und die Zähnezahl stark auswirken, während Profilver-schiebung und Schrägungswinkel (fast) ohne Einfluss sind.

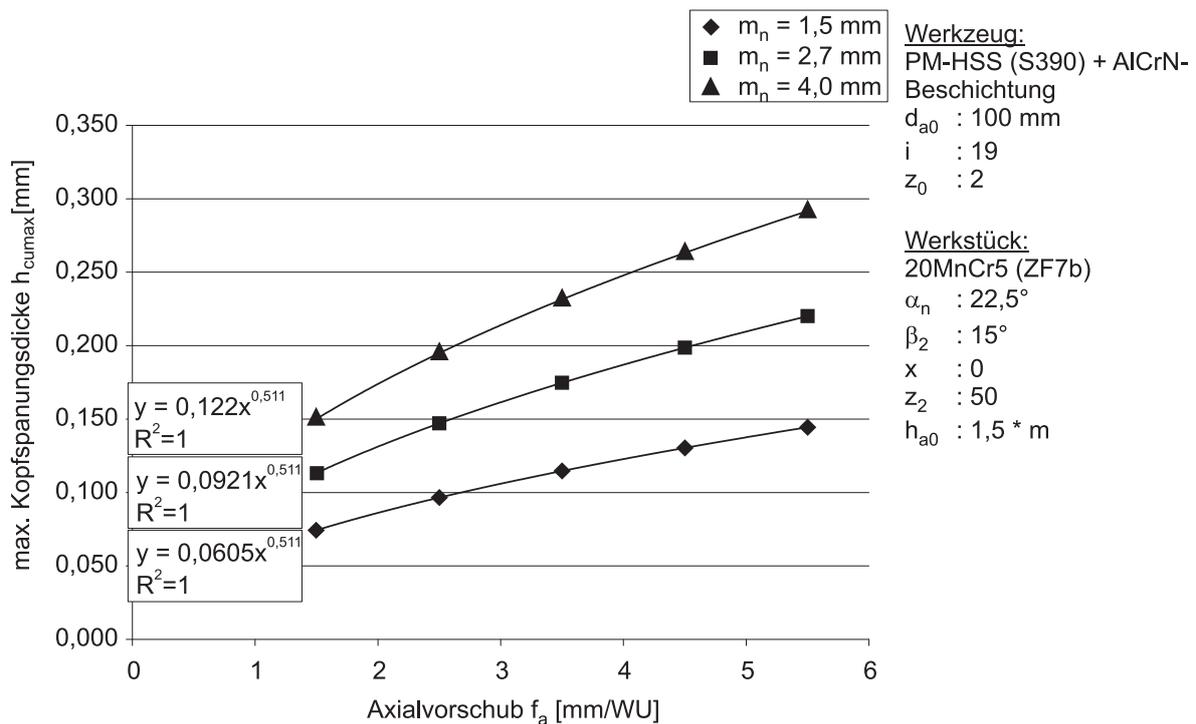


Bild 5-2: Einfluss des Axialvorschubes auf die maximale Kopfspanungsdicke

Bezüglich der maximalen Schnittbogenlänge hat dagegen nur der Modul einen sehr großen Einfluss. Geringeren Einfluss haben Werkzeugzahnkopfhöhe (bei realistischen Änderungswerten) und Werkzeugdurchmesser, während die anderen Größen ohne oder fast ohne Einfluss sind. Bild 5-2 und Bild 5-3 zeigen die ermittelten Zusammenhänge exemplarisch für den Einfluss des Axialvorschubes.

Der in Bild 5-2 dargestellte Zusammenhang wird, wie bereits beschrieben, auch heute noch allgemein benutzt, um den Axialvorschub beim Wälzfräsen ausgehend von einer vorgegebenen als zulässig erklärten Kopfspanungsdicke zu berechnen. Diese zulässige Kopfspanungsdicke liegt für PM-HSS Wälzfräser bei ca. 0,20 bis 0,24 mm.

Oft kann jedoch der Axialvorschub wegen anderer Restriktionen diese Grenze nicht ausreizen.

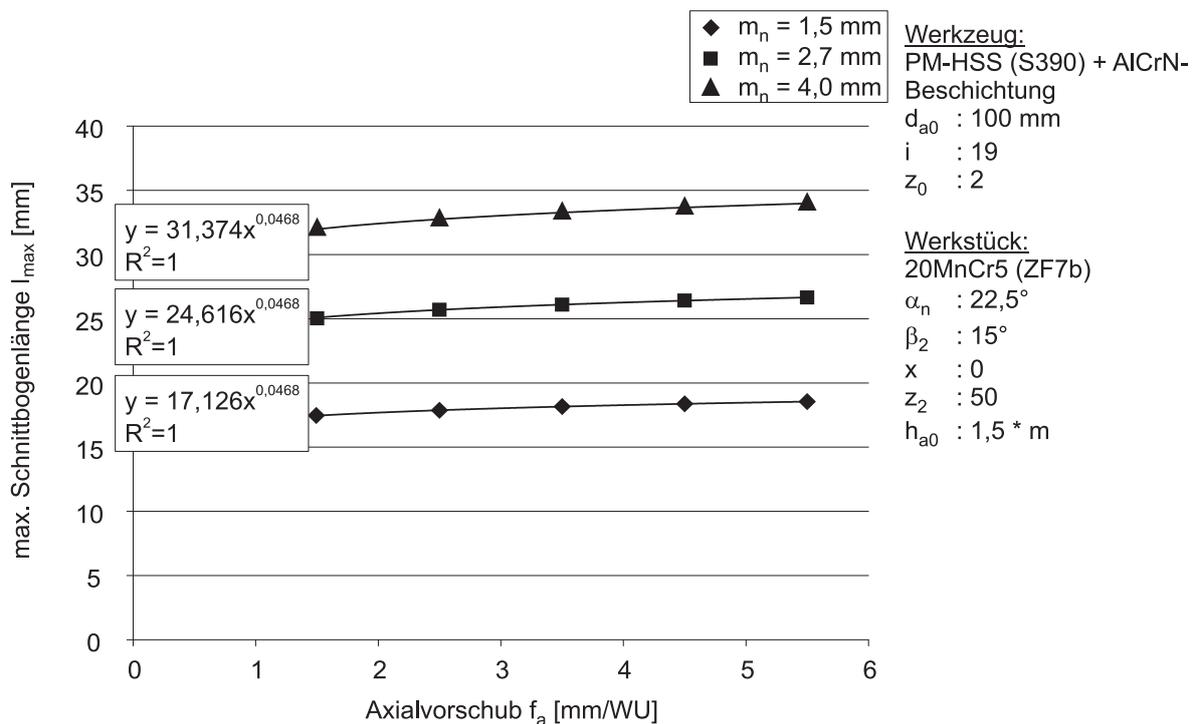


Bild 5-3: Einfluss des Axialvorschubes auf die maximale Schnittbogenlänge

Durchgeführte Rechnungen mit SPARTapro [SPAR05] zeigen hinsichtlich der geometrischen Einflussgrößen teilweise eine gute Übereinstimmung mit den Formeln von Hoffmeister (Bild 5-4).

Andererseits treten auch erhebliche Differenzen auf, wie Bild 5-5 zeigt.

Es ist davon auszugehen, dass bei Schnellarbeitsstahl-Werkzeugen mit Hochleistungsschicht bezogen auf die Belastung der Schneide weder die Kopfspannungsdicke noch die Schnittbogenlänge allein (neben Werkstoff und Schnittgeschwindigkeit) standmengenbestimmend für das Wälzfräsen sind. Die Spannungsdicke dürfte in erster Linie neben der Festigkeit des Werkstoffes für den Grad der mechanischen Belastung des Wälzfräserzahns verantwortlich sein. Die Schnittbogenlänge bestimmt dagegen neben der Schnittgeschwindigkeit die Aufheizzeit der Schneide. Naheliegender ist es daher, beide Größen zu verknüpfen.

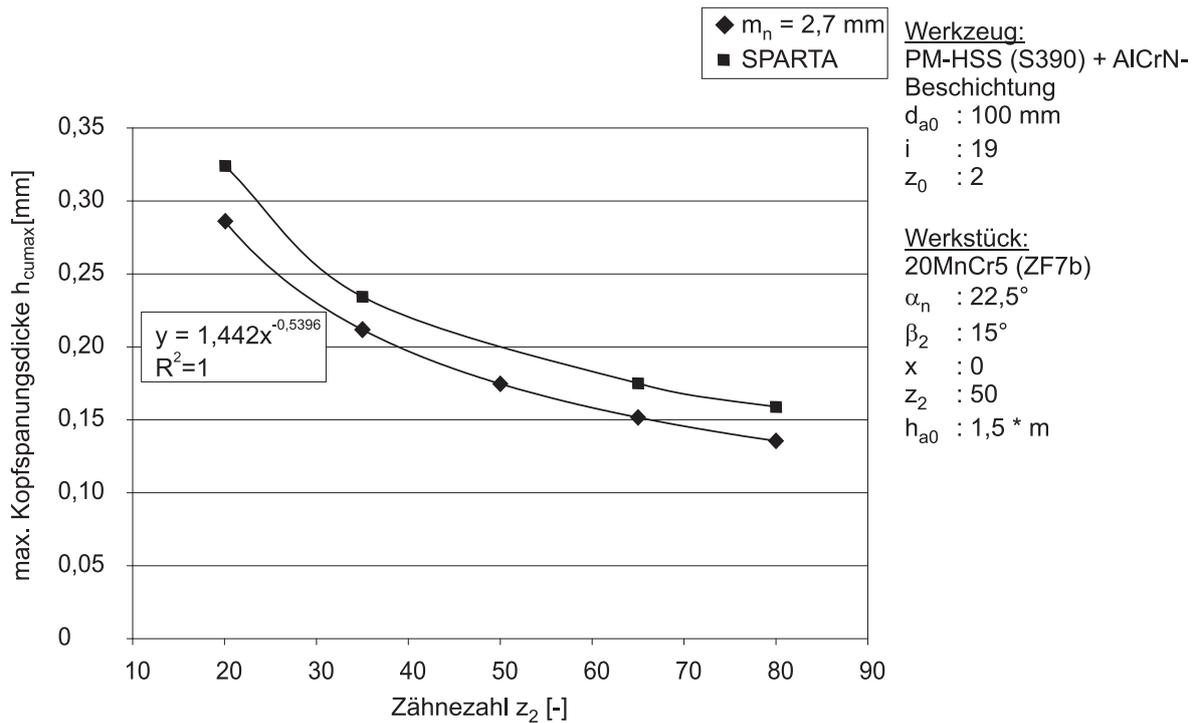


Bild 5-4: Einfluss der Zähnezahl des Werkstückes auf die maximale Kopfspannungsdicke

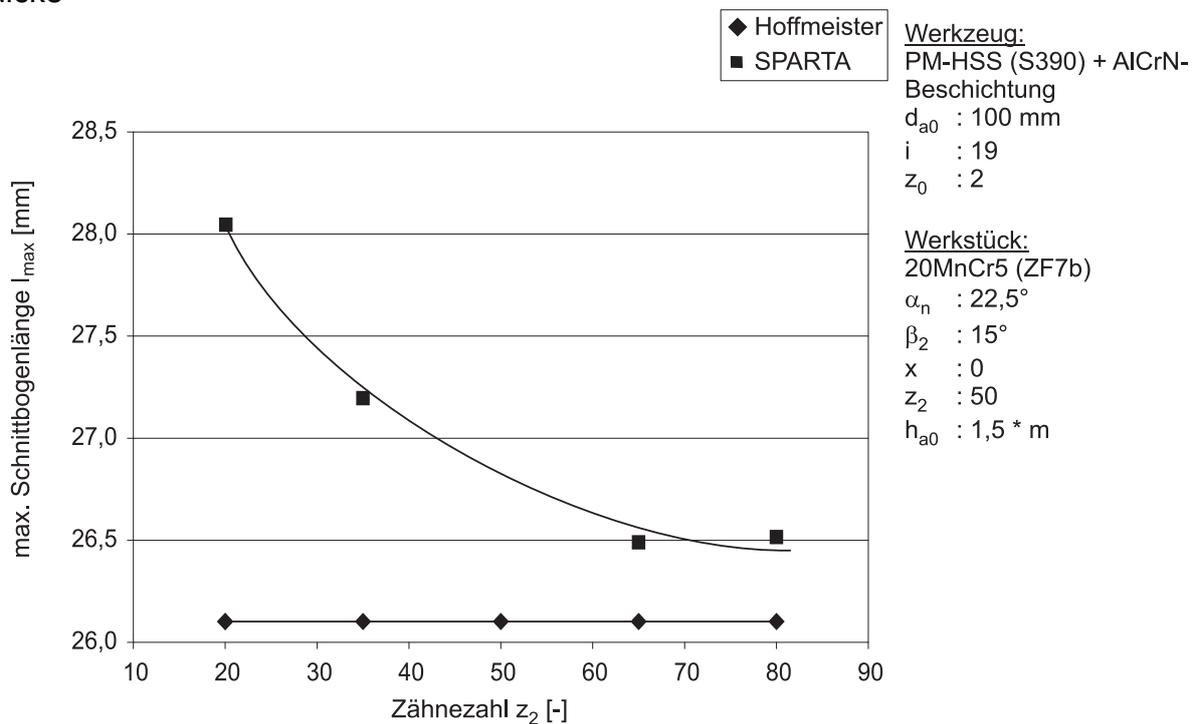


Bild 5-5: Einfluss der Zähnezahl des Werkstückes auf die maximale Schnittbogenlänge

Ausgehend von den Ergebnissen von Bild 2-2 [Knoc05] wurde zunächst versucht, als Belastungskenngröße das pro Meter Standlänge abzuspannende Werkstoffvolumen

heranzuziehen. Dies musste jedoch verworfen werden, da dies im Widerspruch zu Ergebnissen hinsichtlich des Einflusses der Verzahnungsbreite auf das Verschleißverhalten steht, wie noch gezeigt werden wird.

Auf der Basis vorliegender Untersuchungsergebnisse wurde sich deshalb für die Berücksichtigung der drei Größen: mittlere Spanungsdicke h_m , mittlere Schnittbogenlänge l_m und Zahl der Aufschläge i_z (pro Meter Standweg) des Abwicklungspunktes 0 (Null) der Schneide des verschifteten Wälzfräserzahns entschieden. Bei dieser Wahl wurde sich auch an den Erkenntnissen von Mundt [Mund92] orientiert. In Bild 5-6 werden diese Belastungskenngrößen dargestellt.

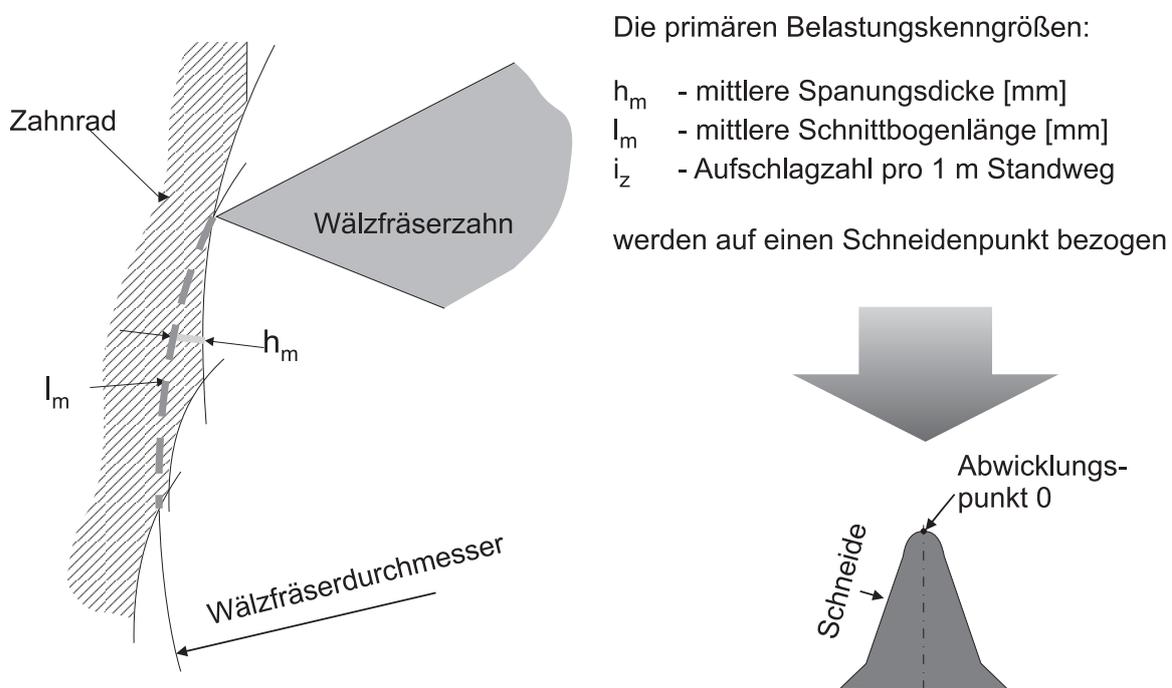


Bild 5-6: Darstellung der primären Belastungskenngrößen

Die Ermittlung dieser drei Größen für einen konkreten Bearbeitungsfall des Wälzfrärens erfolgt durch die Durchführung einer SPARTapro-Rechnung und deren anschließende rechnergestützte Auswertung. Für diese Auswertung wurde ein Hilfsprogramm erstellt. Anlage 10.5 zeigt eine Ergebnisdruckliste dieses Hilfsprogramms. Für einen vorgegebenen Abwicklungspunkt der Schneide können die Belastungskenngrößen ermittelt werden. Dazu werden zwei der Ausgabedateien von SPARTapro (1_AUSGABE.DAT, 1_KENNGES.CSV) in das Hilfsprogramm eingelesen und ausgewertet.

6 Ermittlung der Belastungskenngrößen

6.1 Relation zwischen geometrischen / kinematischen Größen und den Belastungskenngrößen

Als nächstes wurde versucht, einen Zusammenhang zwischen Belastungskenngrößen und geometrischen und technologischen Kenngrößen mit ausreichender Genauigkeit zu beschreiben. Dazu wurde die Methode der Versuchsplanung [Schef86] benutzt. Diese Methode sollte bei der Abbildung eines theoretischen Zusammenhangs sogar besser funktionieren als bei einem experimentell (empirisch) ermittelten Zusammenhang. Gegenüber einem Versuchsplan sollte eigentlich ein Rechenplan, der die Ergebnisse von SPARTApro nutzt, mit besserem Ergebnis gehandhabt werden können, da die objektbedingte Unsicherheit der Versuchsdurchführung und die Unsicherheit der Auswertung von Experimenten wegfällt.

Der Rechenplan geht, genau wie der Versuchsplan, bei der Planung der Experimente von einem n-dimensionalen Würfel aus, an dessen Ecken die Rechenpunkte „sitzen“ und der um einen Zentralpunkt ergänzt ist. Die maximalen und minimalen Werte sind die jeweils zulässigen Größt- und Kleinstwerte der Einflussgrößen (Tabelle 6-1).

Tabelle 6-1: Plan für die notwendigen SPARTApro-Rechnungen

Nr.	Größe	Minimalwert	Mittelwert	Maximalwert
1	Modul m_n [mm]	1,5	2,7	4
2	Zähnezahl z_2	20	50	80
3	Axialvorschub berechnet aus max. Kopfspanungsdicke nach Hoffmeister [mm], Grenze: Vorschubmarkierungstiefe 25 μm	0,14	0,18	0,22
4	Verhältnis Stollenz./Gangz. i_{eff}	9	18	27
5	Werkzeugdurchmesser d_{a0} [mm]	70	100	130
6	Verzahnungsbreite b_2 [mm]	6 * Modul	12 * Modul	18 * Modul

Die Werte der Tabelle 6-1 wurden aus der Praxis abgeleitet.

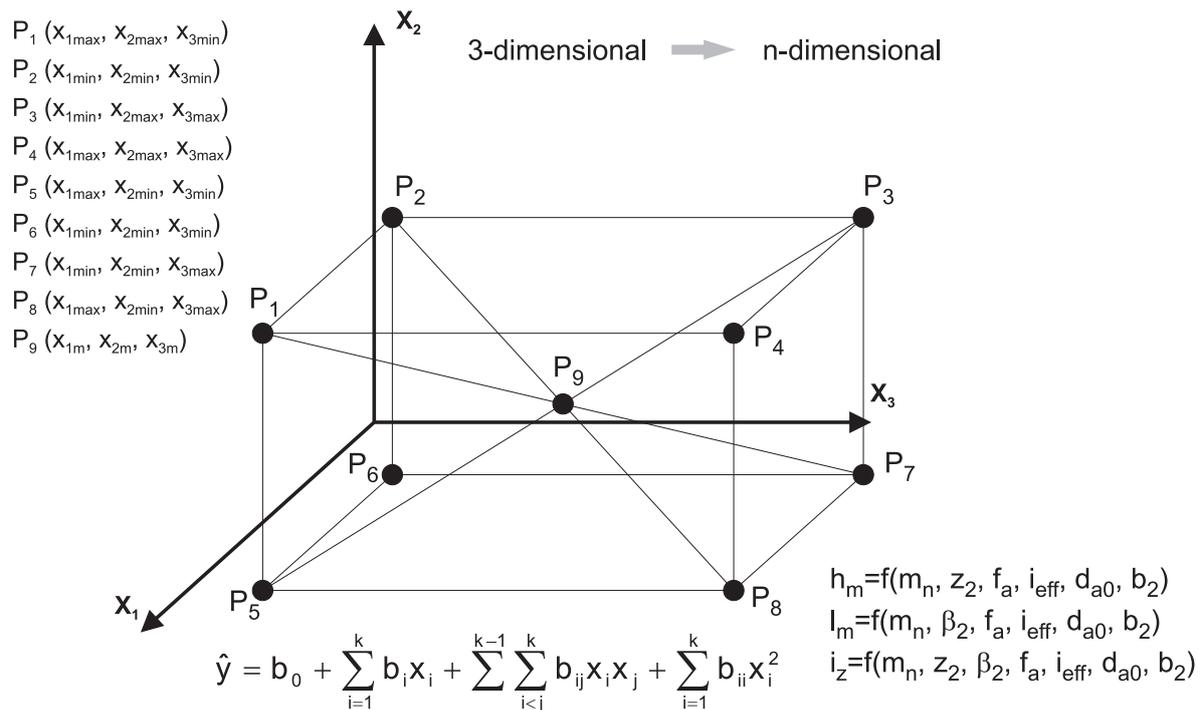


Bild 6-1: Rechenplan („Versuchsplan“) nach [Scheff86]

Zur Auswertung durch Regressionsanalyse mittels des statistischen Analyseprogramms SPSS Statistics 18 wurde für alle drei Zielgrößen die in Bild 6-1 angegebene nichtlineare Beziehung nach [Scheff86] verwendet. Dabei soll es auch möglich sein, durch Weglassen von Termen, die Gleichung zu vereinfachen. Laut Scheffler [Scheff86] und anderen Autoren ist die Regressionsfunktion innerhalb des „Würfels“ und nicht nur in den Eckpunkten des Würfels gültig. Es zeigte sich jedoch, dass im Mittelpunkt des „Würfels“ auf Grund der Komplexität der geometrischen Zusammenhänge die Funktion entartete, und somit die Belastungskenngrößen nicht mehr darstellbar waren. Die Ursache ist darin zu sehen, dass das Polynom zu viele Nullstellen hat. Deshalb musste die Methode verworfen werden.

Es wurde auf die bereits von Mundt [Mund92] für den Vollschnitt beim Wälzfräsen angewandte Methode der Normierung zurückgegriffen. Die Anwendung dieser Methode war ursprünglich nicht vorgesehen, da vom Funktionsansatz nach Scheffler [Scheff86] ein besseres Ergebnis erwartet wurde.

Zunächst wurde ebenfalls wie von Mundt [Mund92] der Vollschnitt beim Wälzfräsen betrachtet, um für eine Vielzahl von Verzahnungsfällen die drei Belastungskenngrößen mittlere Spannungsdicke, mittlere Schnittbogenlänge und Zahl der Aufschläge pro

Meter Standweg ermitteln zu können. Hierbei wurde ausgenutzt, dass stetige Funktionen normierungsfähig sind. Normierungsfähig heißt, dass die Einflussgrößen auf einen meist mittleren Basis- oder Normwert bezogen werden und eine Verkettung von Einflussgrößen über bezogen ermittelte Faktoren möglich wird. Als Basiswerte wurden die Werte der [Tabelle 6-2](#) verwendet.

Tabelle 6-2: Basis- und Grenzwerte für die Normierung

	Minimum	Basiswert	Maximum
Modul m_n [mm]	1,5	2,7	4
Zähnezahl z_2	20	50	80
Schrägungswinkel β_2 [°]	0	15	30
Axialvorschub f_a [mm]	1,5	3,5	5,5
Gangzahl z_0 [-]	1	2	5
Tauchtiefe/Modul T/m_n [-]	$T/m_n = 2,16$	$T/m_n = 2,25$	$T/m_n = 2,6$
Werkzeugdurchmesser d_{a0} [mm]	70	100	130
Eingriffswinkel α_n [°]	15	22,5	30
Werkstückdurchmesser d_{a2} [mm]	142,46	145,16	147,86
Stollenzahl i [-]	15	19	23

Die Werte für die Belastungskenngrößen wurden auf der Grundlage von SPAR-TApro-Rechnungen für den Vollschnitt ermittelt. In [Bild 6-2](#) bis [Bild 6-4](#) wird als Beispiel die Abhängigkeit der normierter Größen vom Modul gezeigt.

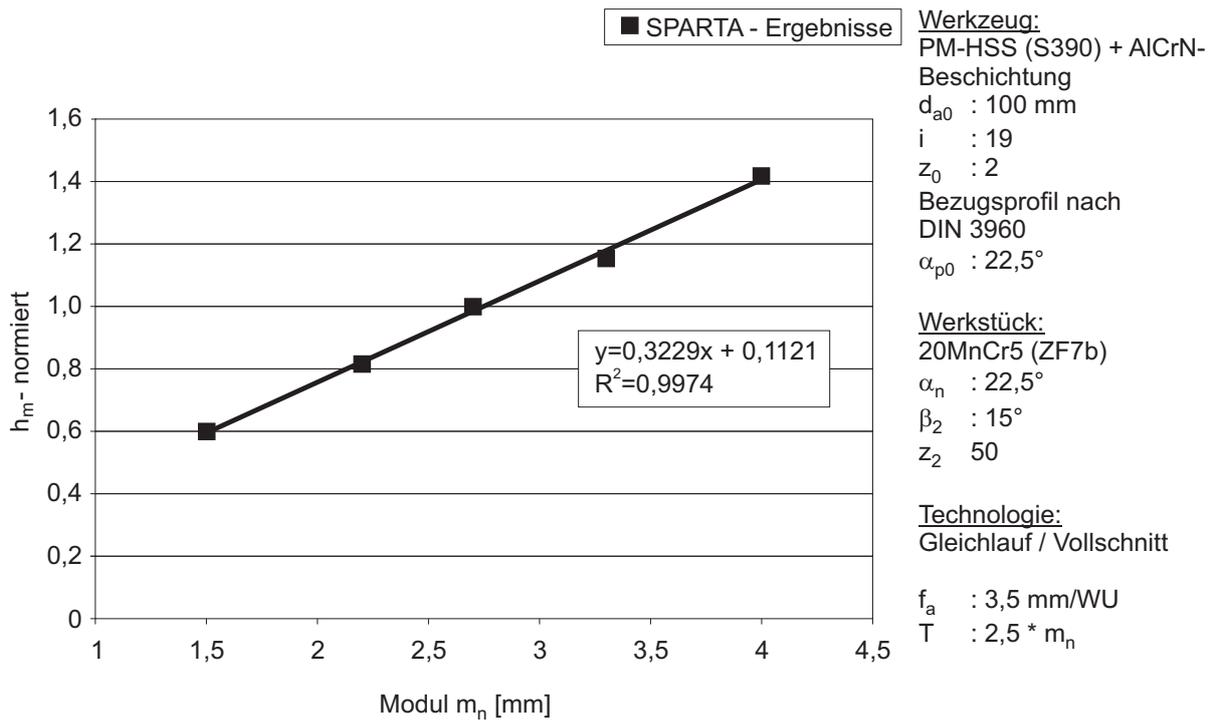


Bild 6-2: Einfluss des Moduls auf den Normierungswert der Spannungsdicke

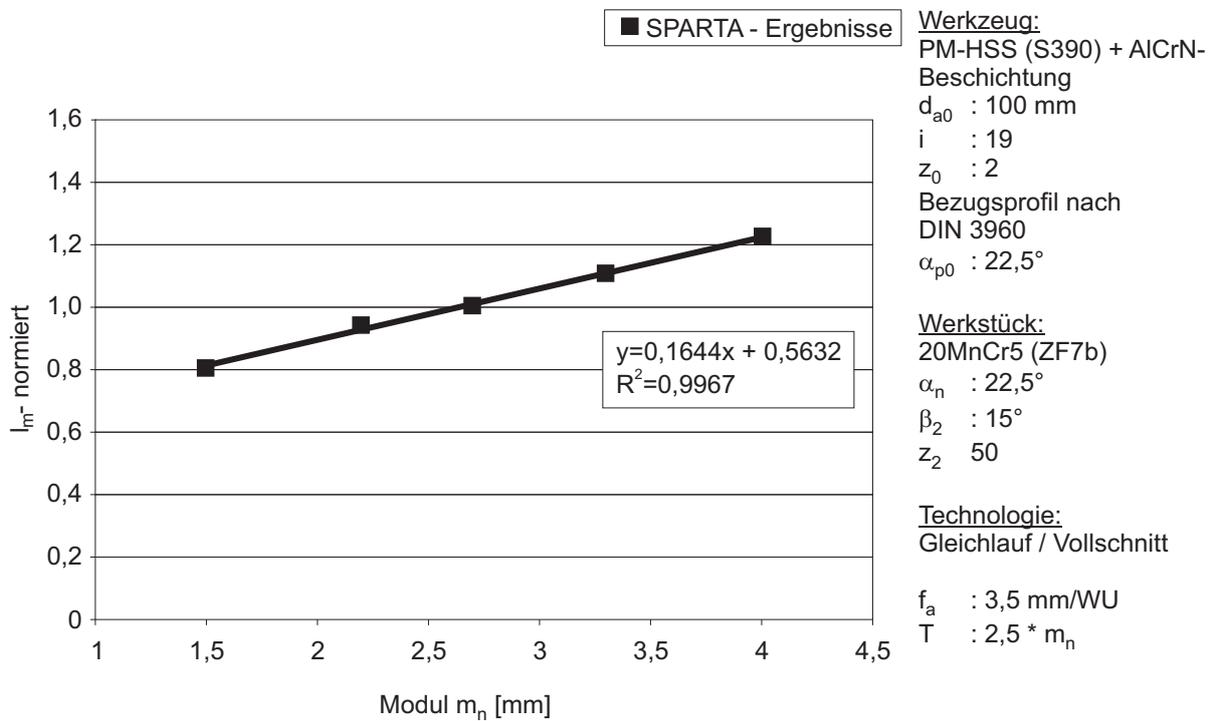


Bild 6-3: Einfluss des Moduls auf den Normierungswert der Schnittbogenlänge

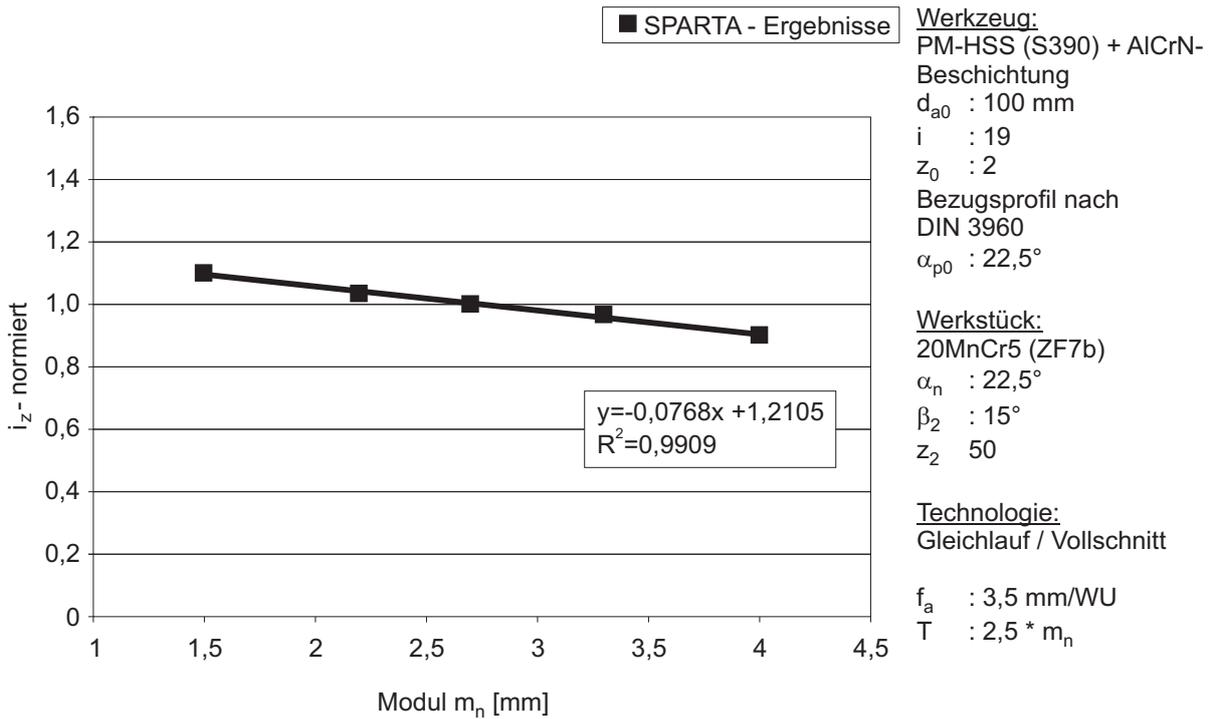


Bild 6-4: Einfluss des Moduls auf den Normierungswert der Aufschlagszahl pro Meter Standweg in Vorschubrichtung

In Bild 6-5 wird der Einfluss der Verzahnungs- bzw. der technologischen Parameter auf die Belastungskenngrößen qualitativ dargestellt. Die dazugehörigen Diagramme, aus denen die quantitativen Abhängigkeiten abgeleitet werden, sind in Anlage 10.1 enthalten.

Kenngrößen	Einflussgrößen							
	m_n	z_2	β_2	f_a	T	i	z_0	d_{a0}
h_{mvoll}	↗	↘	↘	↗	↗	↘	↗	↘
l_{mvoll}	↗	→	↘	↗	↗	→	↗	↗
i_{zvoll}	↘	↗	↗	↗	↗	↗	↘	→

m_n - Modul
 z_2 - Zähnezahl
 β_2 - Schrägungswinkel
 h_{mvoll} - mittlere Spannungsdicke im Vollschnitt
 l_{mvoll} - mittlere Schnittbogenlänge im Vollschnitt
 i_{zvoll} - Zahl der Aufschläge im Vollschnitt
 f_a - axialer Vorschub
 T - Tauchtiefe
 i - Stollenzahl
 z_0 - Gangzahl
 d_{a0} - Fräseraußendurchmesser

Bild 6-5: Qualitativer Einfluss der Verzahnungsgrößen auf die Belastungskenngrößen

Für die Normierung wurden die Gleichungen (2) bis (4) aufgestellt.

Normierungsfunktionen:

$$h_{m\text{-norm}} = h_{m0} \cdot K_{m_{hm}} \cdot K_{z_{hm}} \cdot K_{fa_{hm}} \cdot K_{z0_{hm}} \cdot K\left(\frac{T}{m}\right)_{hm} \cdot K_{ni_{hm}} \cdot K_{da0_{hm}} \quad (2)$$

mit:

$$h_{m0} = 0,065$$

$$K_{m_{hm}} = 0,3229 \cdot m_n + 0,1121$$

$$K_{z_{hm}} = 5,148 \cdot m_n^{-0,4224}$$

$$K_{fa_{hm}} = 0,5271 \cdot f_a^{0,484}$$

$$K_{z0_{hm}} = 0,4708 \cdot z_0 + 0,0215$$

$$K\left(\frac{T}{m}\right)_{hm} = 0,5792 \cdot (T/m_n)^{0,61}$$

$$K_{ni_{hm}} = 11,772 \cdot i^{-0,8403}$$

$$K_{da0_{hm}} = 3,563 \cdot d_{a0}^{-0,277}$$

$$l_{m\text{-norm}} = l_{m0} \cdot K_{m_{lm}} \cdot K_{\beta_{lm}} \cdot K_{fa_{lm}} \cdot K_{z0_{lm}} \cdot K\left(\frac{T}{m}\right)_{lm} \cdot K_{da0_{lm}} \quad (3)$$

mit:

$$l_{m0} = 11,7$$

$$K_{m_{lm}} = 0,1644 \cdot m_n + 0,5632$$

$$K_{\beta_{lm}} = -0,0291 \cdot \beta_2 + 1,5523$$

$$K_{fa_{lm}} = 0,2654 \cdot \ln(f_a) + 0,6828$$

$$K_{z0_{lm}} = 0,0846 \cdot z_0 + 0,8333$$

$$K\left(\frac{T}{m}\right)_{lm} = 0,2326 \cdot (T/m_n) + 0,4357$$

$$K_{da0_{lm}} = 0,0024 \cdot d_{a0} + 0,759$$

$$i_{z\text{-norm}} = i_{z0} \cdot K_{m_{iz}} \cdot K_{z_{iz}} \cdot K_{\beta_{iz}} \cdot K_{fa_{iz}} \cdot K_{z0_{iz}} \cdot K\left(\frac{T}{m}\right)_{iz} \cdot K_{da0_{iz}} \quad (4)$$

mit:

$$i_{z0} = 30$$

$$K_{m_{iz}} = -0,0768 \cdot m_n + 1,2105$$

$$K_{z_{iz}} = 0,0096 \cdot z_2 + 0,5089$$

$$K_{\beta_{iz}} = 0,619 \cdot e^{0,0289 \cdot \beta}$$

$$K_{fa_{iz}} = 0,2083 \cdot \ln(f_a) + 0,7458$$

$$K_{z0_{iz}} = 2,1433 \cdot z_0^{-1,1253}$$

$$K\left(\frac{T}{m}\right)_{iz} = 0,1975 \cdot (T/m_n) + 0,5154$$

$$K_{ni_{iz}} = 0,05 \cdot i + 0,05$$

Dabei steht der Index „m“ für Mittelwert, der Index „0“ für Basiswert und der Index „norm“ für Normierung (normierter Wert).

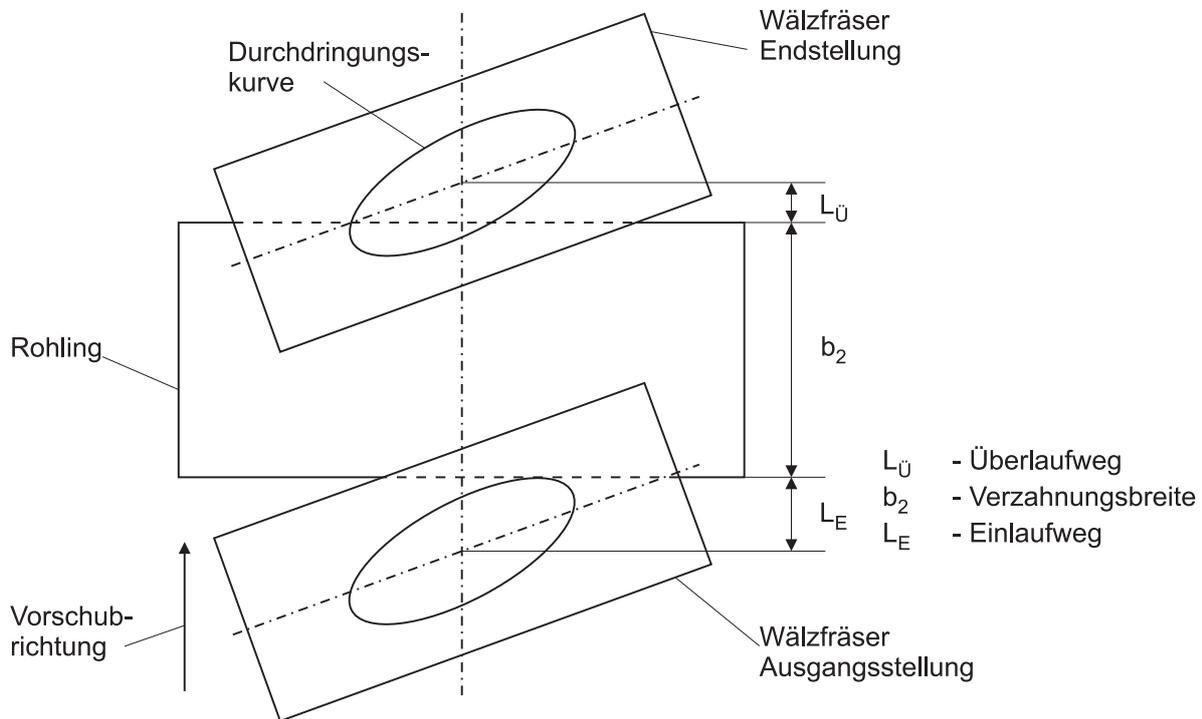


Bild 6-6: Definition des Einlaufweges beim Wälzfräsen

Um die Rechnungen vom Vollschnitt auf reale Bauteile übertragen zu können, müssen die Verzahnungsbreite (b_2) und der Einlaufweg (L_{E}) (als Charakteristikum des konkreten Verzahnungsfalles) (siehe Bild 6-6) in die Berechnungen mit einfließen.

Im Bild 6-7 sind Rechenergebnisse (resultierend aus SPARTapro-Rechnungen) für das Verhältnis Realteilbreite/100 mm Vollschnittlänge für unterschiedliche Bearbeitungsfälle verschiedener Moduln innerhalb des Bereichs 1,5 – 4 mm für die drei Belastungskenngrößen dargestellt. Es ist zu erkennen, dass mit zunehmender Verzahnungsbreite die Werte für reale Bauteile sich denjenigen der Vollschnittwerte annähern. Darüber hinaus verlaufen die Kurven für den betrachteten Modulbereich relativ stetig, sodass die Berechnung der auf Realteile bezogenen drei Kennwerte mit einem vertretbaren Fehler möglich wird.

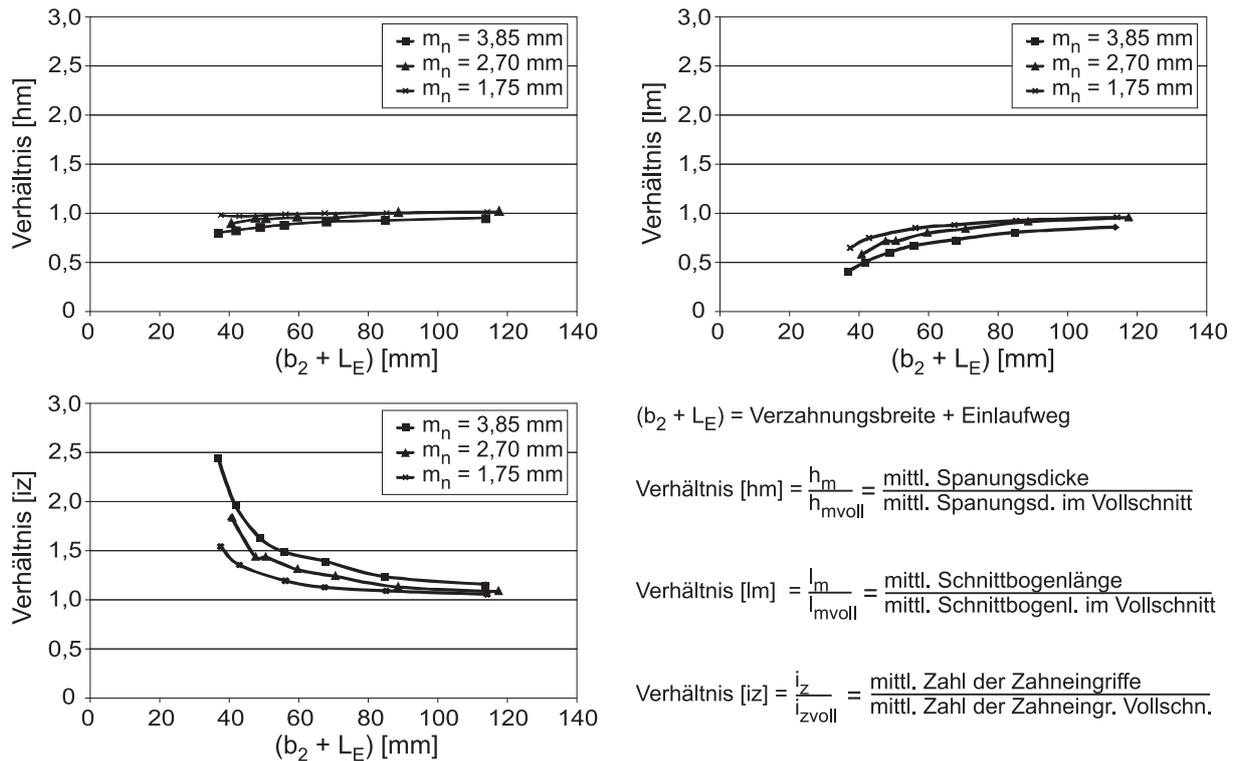


Bild 6-7: Entwicklung der Belastungskennwerte bei Veränderung der Verzahnungsbreite

Für die Ermittlung der Umrechnungsfaktoren wurden die Gleichung 5 bis 7 verwendet, die empirisch abgeleitet wurden:

$$F_{hm} = a_1 \cdot m_n^{a_2} \cdot (b_2 + L_E)^{a_3} + a_4 \cdot m_n^{a_5} \cdot (b_2 + L_E)^{a_6} \quad (5)$$

$$F_{lm} = a_7 \cdot m_n^{a_8} \cdot (b_2 + L_E)^{a_9} + a_{10} \cdot m_n^{a_{11}} \cdot (b_2 + L_E)^{a_{12}} \quad (6)$$

$$F_{iz} = a_{13} \cdot m_n^{a_{14}} \cdot (b_2 + L_E)^{a_{15}} + a_{16} \cdot m_n^{a_{17}} \cdot (b_2 + L_E)^{a_{18}} \quad (7).$$

Unter Verwendung der Gleichungen 8 bis 10 werden die für reale Bauteile gültigen drei Belastungskenngrößen ermittelt.

$$h_m = h_{m\text{voll}} \cdot F_{hm} \quad (8)$$

$$l_m = l_{m\text{voll}} \cdot F_{lm} \quad (9)$$

$$i_z = i_{z\text{voll}} \cdot F_{iz} \quad (10)$$

Die dazugehörigen Gleichungskonstanten und -exponenten sind in Tabelle 6-3 enthalten.

Tabelle 6-3: Gleichungskonstanten und Exponenten

h_m		l_m		i_z	
a_1	-42,8032	a_7	-23,747	a_{13}	0,61801
a_2	2,08927	a_8	0,29733	a_{14}	-0,04539
a_3	-2,3699	a_9	-0,5754	a_{15}	0,11582
a_4	0,7975	a_{10}	14,066	a_{16}	606,918
a_5	-0,00429	a_{11}	0,19277	a_{17}	1,0824
a_6	0,04145	a_{12}	-0,36715	a_{18}	-2,0798

Zur Unterstützung der Berechnung der Primärkenngrößen (Reduzierung des Rechenaufwandes) wurde ein Excel-Tabellenblatt als Analyseinstrument erstellt. Dieses verwendete Tabellenblatt besteht aus 4 Unterprogrammen, die jeweils eine andere Datenausgangslage berücksichtigen (Bild 6-8).

Berechnungsfall A:

Es liegen von dem zu betrachtenden Verzahnungsfall keine SPARTapro-Daten vor. In diesem Fall müssen zuerst die Vollschnitt-Daten mit Hilfe der Normierungsfunktion berechnet werden. Nach der Eingabe der realen Werkstückbreite und Berechnung des Einlaufweges werden die Umrechnungsfaktoren für die einzelnen Belastungskenngrößen berechnet. Mit diesen Umrechnungsfaktoren können dann aus den Ergebnissen für den Vollschnitt die Belastungsfaktoren für das reale Bauteil bestimmt werden.

Berechnungsfall B:

Es liegen für diesen Verzahnungsfall bereits SPARTapro-Daten für den Vollschnitt vor. In diesem Fall erfolgt nach der Eingabe der Verzahnungsdaten, SPARTapro-Ergebnissen und der realen Verzahnungsbreite die Bestimmung der Umrechnungsfaktoren. Mit diesen Umrechnungsfaktoren können dann die Belastungskenngrößen für das Realbauteil berechnet werden.

Berechnungsfall C:

Es liegen Daten eines ähnlichen Verzahnungsfalles vor. Die Daten unterscheiden sich in einem Parameter. In diesem Fall kommt eine Teilnormierung zur Anwendung, die hier nicht dargestellt ist. Die Teilnormierung funktioniert ähnlich wie die Normie-

rung. Hierbei werden als Basis für die Normierung Belastungskenngrößen des ähnlichen Verzahnungsfalles benutzt.

Berechnungsfall D:

Es liegen Daten eines ähnlichen Verzahnungsfalles vor. Die Daten unterscheiden sich in zwei Parametern. Hierbei wird die Teilnormierung auf zwei Parameter angewendet.

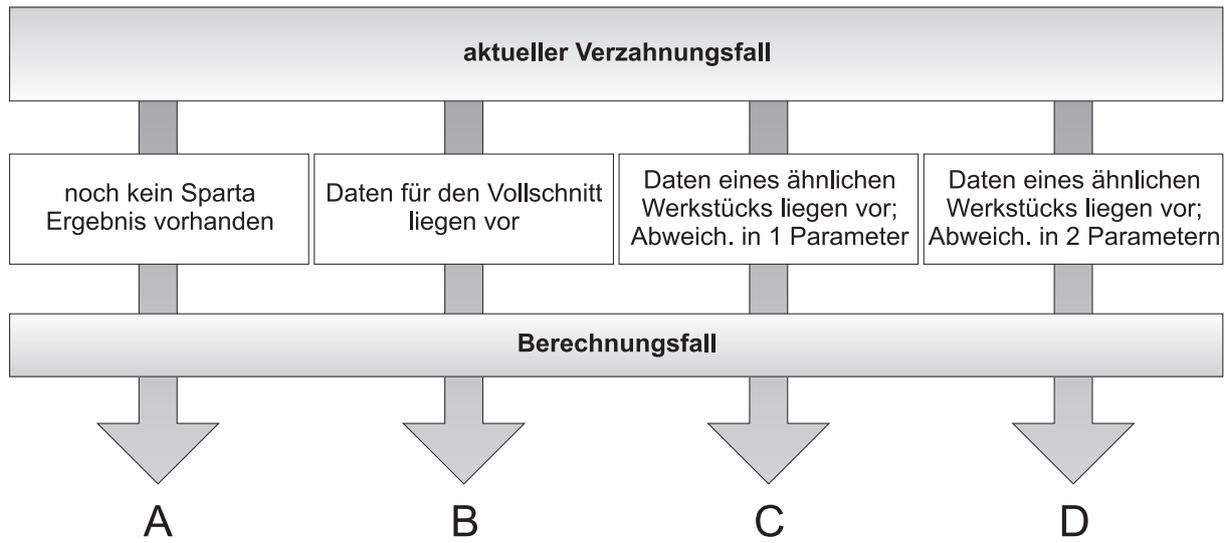


Bild 6-8: Überblick über das Excel-Tabellenblatt

Eine Gegenüberstellung der durch die Normierung gewonnenen Werte mit direkt aus SPARTApro abgeleiteten bzw. entnommenen Ergebnissen ergab eine Abweichung von unter bzw. deutlich unter 10% und genügt damit den Richtwertansprüchen. Der Fall A ist inhaltlich in der rechnergestützten Lösung (Abschnitt 6.8) enthalten. Damit ist eine Bestimmung der Richtwertempfehlungen völlig unabhängig von SPARTApro-Rechnungen möglich. Die Fälle B, C und D können genutzt werden, wenn bereits Ergebnisse von SPARTApro-Rechnungen für ähnliche Bearbeitungsfälle vorliegen, jedoch aktuell kein SPARTApro-Zugriff möglich ist.

In Bild 5-1 wurden die erreichten Standlängen bei konstanter maximaler Kopfspannungsdicke dargestellt. Stellt man dieser Darstellung die drei Belastungskenngrößen gegenüber (Bild 6-9) so erkennt man deutlich den Vorteil der drei Kenngrößen gegenüber der maximalen Kopfspannungsdicke. Der Vorteil besteht in der erhöhten Sensibilität der Belastungskenngrößen.

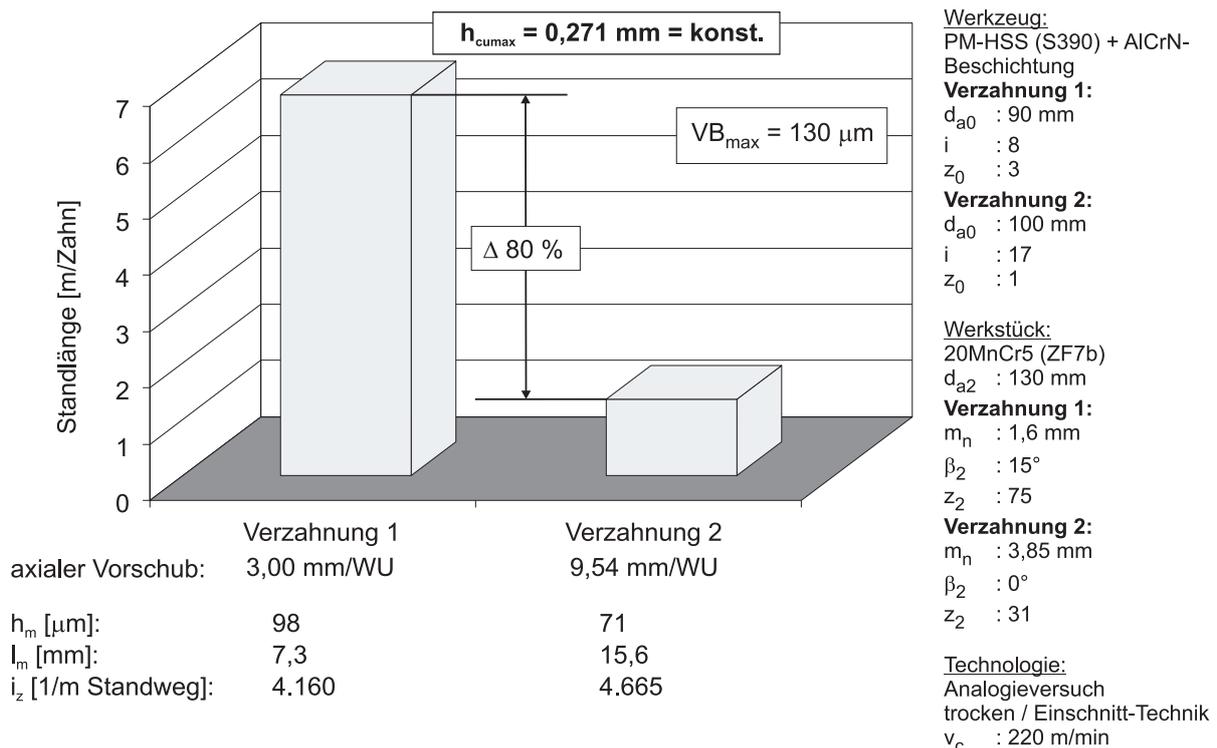


Bild 6-9: Belastungskenngrößen bei konstanter maximaler Kopfspannungsdicke

6.2 Abhängigkeit der Standlänge von den Belastungskenngrößen und von weiteren Einflussgrößen

Da kein mathematisch physikalisch beschreibbarer Zusammenhang zwischen Belastungskenngrößen und Verschleißverhalten beim Wälzfräsen darstellbar ist, muss auf einen empirischen Funktionsansatz zurückgegriffen werden. Dieser ist notwendigerweise ein Funktionsansatz, der innerhalb des Definitionsbereichs keine Extremwerte oder Wendepunkte besitzt. Dieser Forderung wird auch der Potenzansatz zur Berechnung der Standlänge (L) gerecht, der in der spanenden Fertigung häufig für derartige Zusammenhänge zur Anwendung kommt:

$$L = f(h_m, l_m, i_z) = a_0 \cdot h_m^{a_1} \cdot l_m^{a_2} \cdot i_z^{a_3} \quad (11)$$

Zur Ermittlung der Gleichungskonstanten a_0 bis a_3 sind Experimente durchzuführen, die durch eine Regressionsanalyse ausgewertet werden.

Auch zur Ermittlung des Einflusses weiterer Größen sind Experimente durchzuführen. Dies führt zur Ermittlung der Realstandlänge L_{real} (Gleichung (12)).

$$L_{\text{real}} = L \cdot K_{\text{Schlagzahn}} \cdot K_{\text{Schnittgeschwindigkeit}} \cdot K_{\text{Werkstoff}} \cdot K_{\text{Verschleiß}} \cdot K_{\text{Spanablauf}} \quad (12)$$

Tabelle 6-4: Standardwerte der Faktoren

Einflussgröße	Bezeichnung	Standardwert	Bedingung für Standardwert
Schlagzahnfräsen	$K_{\text{Schlagzahn}}$	0,4	20MnCr5 (ZF7b)
Schnittgeschwindigkeit	$K_{\text{Schnittgeschwindigkeit}}$	1	220 m/min, 20MnCr5 (ZF7b)
Werkstoff	$K_{\text{Werkstoff}}$	1	20MnCr5 (ZF7b)
zul. Verschleißmarkenbreite VB_{max}	$K_{\text{Verschleiß}}$	1	130 μm , 20MnCr5 (ZF7b)
Spanablaufbehinderung	$K_{\text{Spanablauf}}$	1	unberücksichtigt

Die Faktoren werden durch Experimente ermittelt und haben die in der [Tabelle 6-4](#) eingetragenen Standardwerte für die angegebenen Bedingungen.

An dieser Stelle soll darauf hingewiesen werden, dass ein wesentliches Ergebnis der Arbeit darin besteht, die Belastungsbedingungen zu berücksichtigen, die einen erfolgreichen Einsatz der Hochgeschwindigkeit **in Aussicht stellen**. Auf Grund der Wirkung des Fehler-Fortpflanzungsgesetzes kann es keine Garantie für die problemlose Anwendung der Ergebnisse geben. Dies sollte auch bei Verschleißexperimenten bei spanenden Verfahren mit geometrisch bestimmter Schneide nicht erwartet werden. Das Ergebnis kann also den Charakter einer Empfehlung haben, die betrieblich überprüft und angepasst werden muss. Positiv ist anzumerken, dass eine aus der Geometrie resultierende standlängenbeeinflussende Veränderung sich auch unter ähnlichen Bedingungen auswirken sollte. Das heißt, dass auch eine relative (vergleichende) Betrachtungsweise der Ergebnisse sinnvoll sein kann.

Es ist nun möglich, anhand der Gleichungen (11) und (12) den Zusammenhang zwischen den Belastungskenngrößen und der Standlänge herzustellen. Dies erlaubt nun, Vorhersagen zu der erwartbaren Standlänge zu treffen.

6.3 Berücksichtigung der Spanablaufbehinderung

Charakteristisch für das Wälzfräsen ist die Entstehung von „mehrflankigen“ Spänen. Das Auftreten von „mehrflankigen“ (vgl. [Bild 2-5](#)) bedeutet, dass zwei bzw. drei zusammenhängende Zahnflanken des Wälzfräserzahns an der Spanentstehung beteiligt sind. Das also einlaufende Flanke und Kopfplanke. bzw. Kopfplanke und auslau-

fende Flanke bzw. alle drei Flanken gleichzeitig an der Spanbildung beteiligt sind. Dadurch, dass der Span über mehr als eine Flanke abläuft, wird eine natürliche Spanablaufbehinderung und zusätzliche –deformation in den Spanprozess hineingebracht.

Aufgrund dieser festgestellten Sachverhalte und einiger nicht in jedem Falle befriedigender experimenteller Verschleiß/Standlängen-Ergebnisse wurde es als notwendig erachtet, den Einfluss der Spanablaufbehinderung in die Richtwertermittlung soweit möglich einfließen zu lassen.

Spanablaufbehinderung tritt auf, wenn eine zugehörige Flanke und der Kopf gleichzeitig an der Zerspanung teilnehmen und sich zusätzlich die gegenüberliegende Flanke zu diesem Zeitpunkt im Eingriff befindet (Bild 2-5). Nach Bouzakis [Bouz80] ist die Spanablaufbehinderung entsprechend der dargestellten Intensität bei der Spanungsgruppe 1 (Bild 2-7) am größten.

Bei der Berücksichtigung des Leistungsvermögens des Programms SPARTApro wurde ausgenutzt, dass dieses Programm Informationen zu jedem Span, der innerhalb einer betrachteten Zahnlücke entsteht, in Form von Spandateien bereitstellt. Zur statistischen Analyse der Spanbildung wurde ein Hilfs-Programm („Statistikanalyse“) erstellt, das diese Spandateien im Anschluss an das SPARTApro-Programm des WZL der RWTH Aachen hinsichtlich der Spanform analysiert (Bild 6-10).

SPARTApro liefert die einzelnen Spandaten in Form einer Matrix als csv-Datei. In dieser Datei wird die Spandicke in Abhängigkeit vom Drehwinkel und von der Schneidkantenabwicklung zur Verfügung gestellt. Das erstellte Programm liest die csv-Dateien aller Späne einer Lücke ein und bestimmt, an welchen Bereichen der Schneidkantenabwicklung die Spandicke größer als 0 ist. Aufgrund der in SPARTApro eingestellten Auflösung können innerhalb der Matrix 0-Werte der Spandicken entstehen, die einen mehrteiligen Span vortäuschen. Um diesem Effekt Rechnung zu tragen, hat der Nutzer die Möglichkeit, Reparaturen dieser Fehlstellen innerhalb des Programms vorzunehmen.

Das Anschluss-Programm liefert als Ergebnis zwei txt-Dateien. Einmal handelt es sich um die Ergebnisdarstellung der statistischen Analyse der aufgetretenen Späne hinsichtlich ihrer Form. Die Dreiflanken-Späne werden hierbei gemäß der Einteilung von Bouzakis [Bouz80] in 4 Klassen eingeteilt (Anlage 10.6 enthält ein Beispiel). In

der zweiten Datei ist eine Übersicht der innerhalb der Dateien vorgenommenen Reparaturen enthalten.

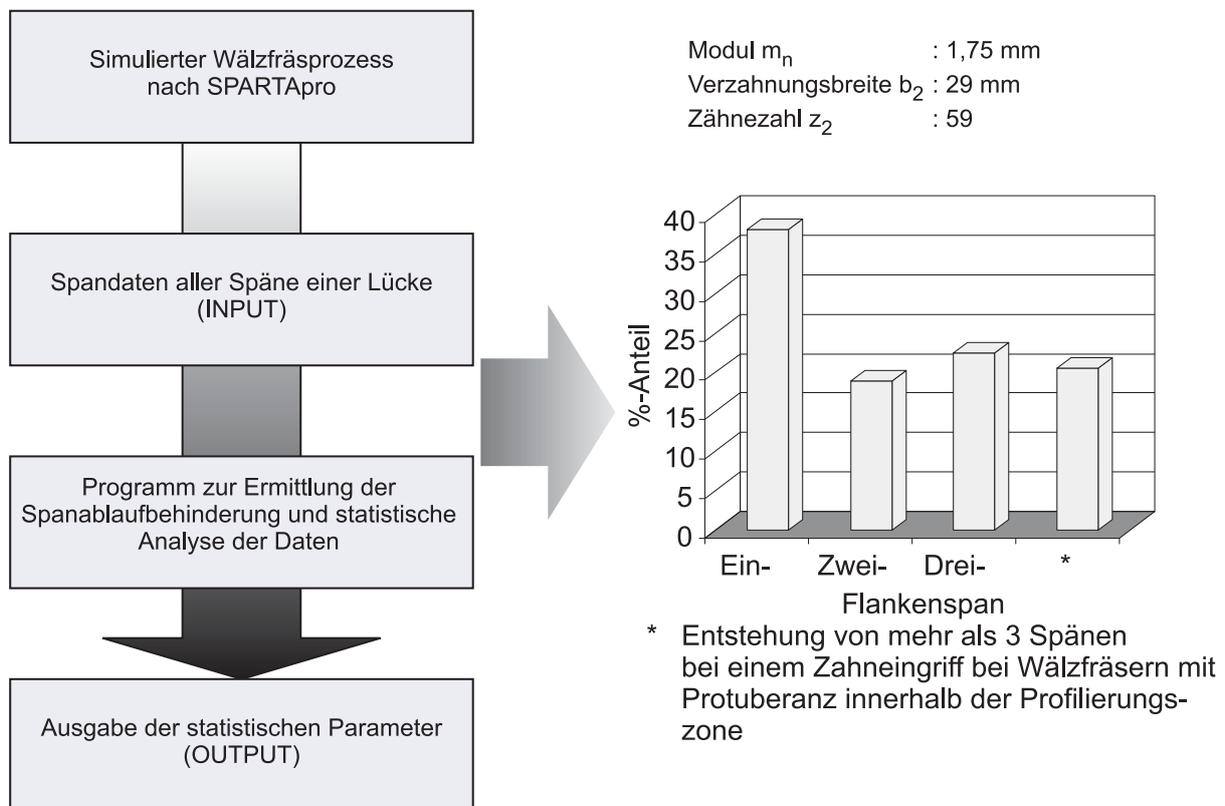


Bild 6-10: Schema des Programms Statistikanalyse

Eigene technologische bzw. werkstofftechnische Untersuchungen zum Thema Spanablaufbehinderung konnten nicht durchgeführt werden. Es wurde nur auf den Stand der Technik zurückgegriffen. Dazu wurden für die Mehrzahl aller Versuchspunkte der Verschleißexperimente SPARTApro-Rechnungen durchgeführt, sodass jeweils eine statistische Spananalyse durchgeführt werden konnte. Die Ergebnisse wurden dann zusammen mit den Belastungskenngrößen einer nichtlinearen Regressionsanalyse unterzogen.

$$L = f(\text{Belastungskenngrößen, Größen der Spanablaufstatistik}) \quad (13)$$

Dafür wurde wiederum ein Potenzansatz gewählt (Gleichung (13)). Das Ergebnis der Analyse ist in Abschnitt 6.5 dargestellt.

In der Berechnung der Standlänge werden daher nicht nur die für das Wälzfräsen spezifischen Belastungskenngrößen berücksichtigt, sondern auch die für den Prozess typische Spanbildung.

6.4 Bestimmung von Grenzschnittwerten

Der Schneidstoff Schnellarbeitsstahl hat eine wesentlich geringere Warmhärte als Hartmetall, was die anwendbare Schnittgeschwindigkeit nach oben begrenzt. Um die für PM-HSS (S390) anwendbare obere Schnittgeschwindigkeitsgrenze beim Wälzfräsen im zu untersuchenden Modulbereich festzustellen und bei der Ermittlung von Richtwerten zu berücksichtigen, wurden im Experiment Schnittgeschwindigkeiten bis zu 280 m/min realisiert, ohne dass sofortiges thermisches Erliegen eintrat. Erst oberhalb dieses Bereichs wurden die erreichten Standlängen extrem kurz. Somit ergibt sich für den untersuchten Modulbereich und für die verwendeten Einsatzstähle auf experimenteller Basis eine Grenzschnittgeschwindigkeit, bei der die erreichten Standlängen noch im Bereich akzeptabler Werte liegen.

Damit diese Werte wissenschaftlich abgesichert und innerhalb des Bereichs verallgemeinerungsfähig sind, wurden Temperaturmessungen während des Bearbeitungsprozesses an der Werkzeugschneide durchgeführt. Hierzu wurde eine Vorrichtung konzipiert und gebaut, die es ermöglicht, die Messungen in definierter Wälzstellung, also bei definierter Belastungssituation durchführen zu können. Um die Temperatur berührungslos messen zu können, wurde am IFQ eine Wärmebildkamera entwickelt.

Ziel der Temperaturmessungen war es, einen funktionalen Zusammenhang zwischen der auftretenden Temperatur auf der Spanfläche des Wälzfräserzahnes und den Belastungskenngrößen nach dem Zusammenhang $\vartheta = f(l_m, h_m, v_c)$ abzuleiten. Mit dieser Funktion wird es ermöglicht, die innerhalb des Vorhabens zu ermittelnden Richtwerte nach oben hin begrenzen zu können. Für die Temperaturmessung wurde ein berührungsloses Verfahren eingesetzt, über dessen Verwendung beim Wälzfräsen mit PM-HSS in der Literatur noch nicht berichtet wurde. Nachfolgend soll die Funktionsweise der Wärmebildkamera und das Auswerteprinzip der erhaltenen Daten erläutert werden. Eine schematische Anordnung des Messplatzes zeigt [Bild 6-11](#).

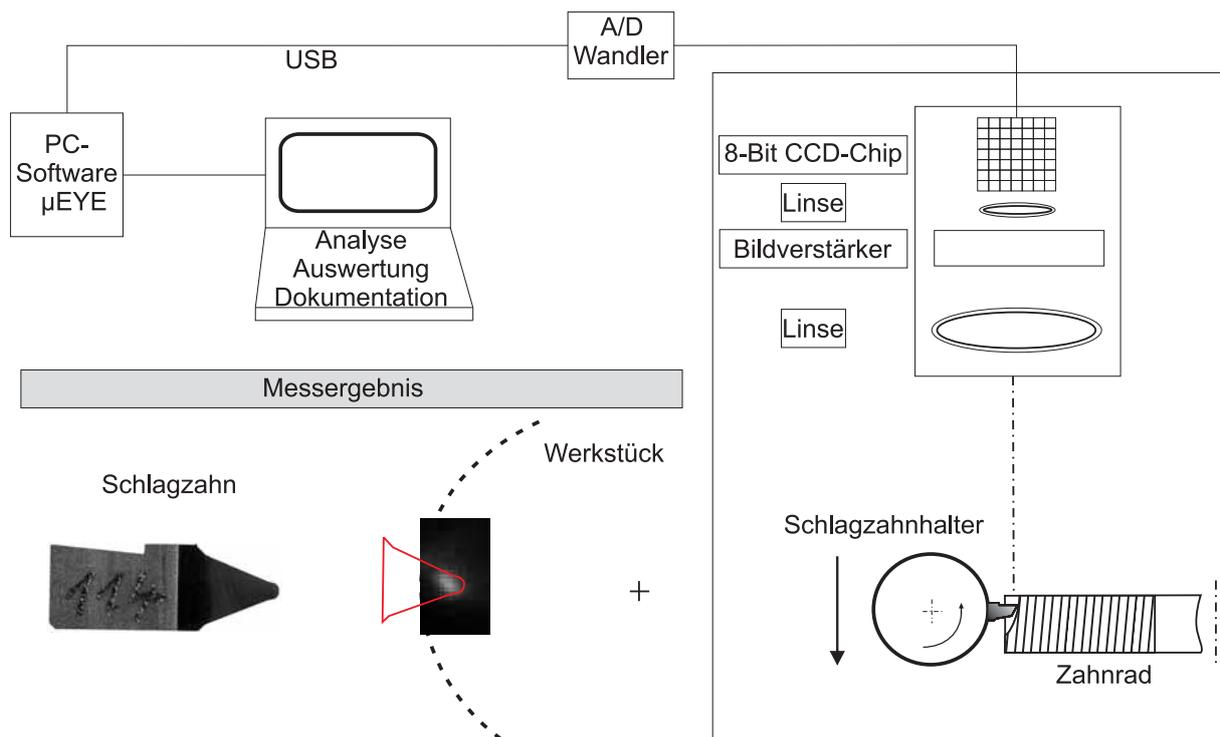


Bild 6-11: Realisierter Messaufbau zur Temperaturmessung

Die vom Messobjekt ausgehende Strahlung gelangt durch die Hauptlinse in das Innere der Kamera. Der sichtbare Anteil der Strahlung wird durch einen Infrarot-Filter ausgefiltert. Anschließend trifft die verbliebene Infrarot-Strahlung auf einen Bildverstärker. Der Bildverstärker verstärkt geringe Lichtmengen, so dass sie mit dem sich anschließenden CCD-Chip registriert werden können. Der CCD-Chip liefert ein 8bit-Graustufenbild, dessen Graustufen jeweils eine Temperatur des Messobjektes darstellen. Damit ist es möglich, mit Hilfe eines Histogrammes das Bild sowohl horizontal als auch vertikal auszuwerten.

Die Wärmebildkamera nutzt einen Wellenlängenbereich von ca. 70 nm, nah am sichtbaren Licht (750 – 820 nm). Durch diesen schmalen Wellenlängenbereich (derzeit verfügbare kommerzielle Geräte verwenden meist einen Wellenlängenbereich von 1 – 5 μm oder 6 – 11 μm) wird eine Konstanz des Emissionskoeffizienten erreicht [Rayt04].

Die Kalibrierung der Kamera erfolgte im stationären Zustand. Dazu wurde ein metallischer Festkörper auf eine konstante Temperatur erwärmt, die mit Hilfe eines berührenden Thermometers gemessen wurde. Anschließend wurde mit der Wärmebildkamera der erwärmte Festkörper betrachtet und das dabei entstandene Bild ausgewertet. Dieser Vorgang wurde für mehrere Temperaturen wiederholt. Es konnte gezeigt

werden, dass innerhalb des getesteten Temperaturbereichs ein linearer Zusammenhang zwischen dem Helligkeitswert des aufgenommenen Bildes und der eingestellten Verstärkung und Blendenöffnungszeit des CCD-Chips besteht. Bild 6-12 stellt die Kalibrierungskurve der Kamera dar.

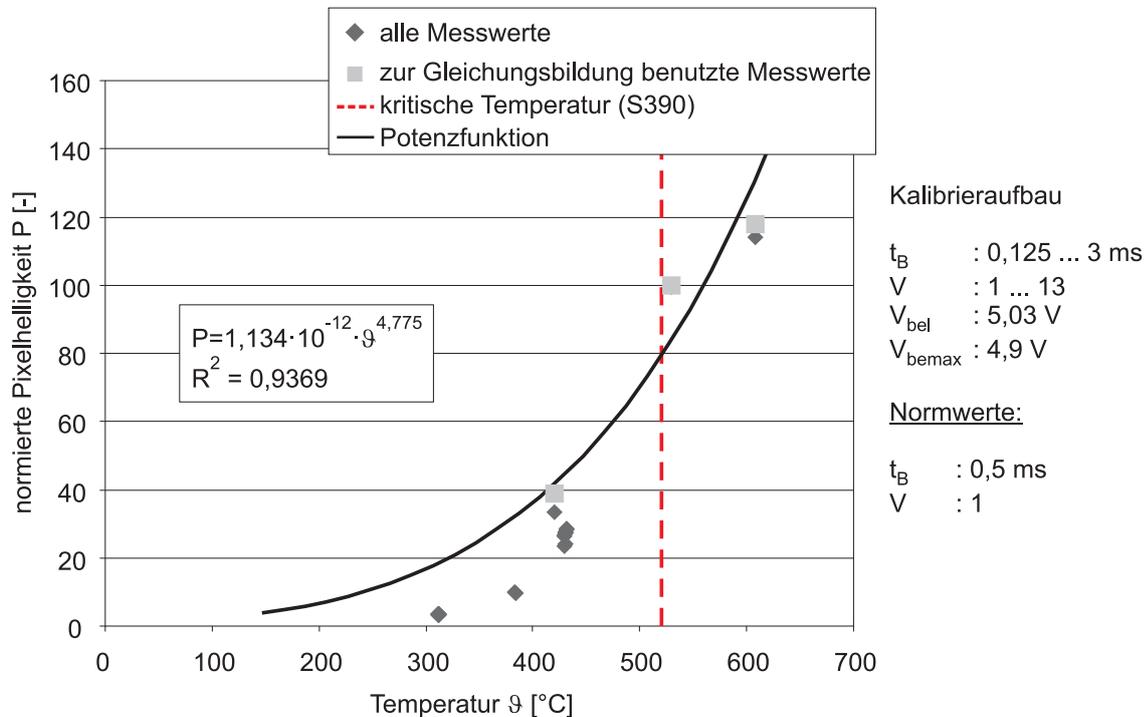


Bild 6-12: Kalibrierergebnis der Wärmebildkamera

Da der Helligkeitswert der Bildpixel direkt abhängig ist von der Verstärkung und Blendenöffnungszeit des CCD-Chips musste eine Norm eingeführt werden, um die Messwerte vergleichen zu können. Der Normwert für die Belichtungszeit beträgt 0,5 ms, für die analoge Verstärkung beträgt er 1. Damit der Fehler in der Umrechnung Pixelhelligkeit – Temperatur gering bleibt, wurden nur diejenigen Messwerte für die Gleichungsbildung herangezogen, die bei den Normwerten ermittelt wurden (Bild 6-12). Somit liegt die zu erwartende Temperatur, die Anlasstemperatur von S390, innerhalb des kalibrierten Bereiches. Es ergibt sich gemäß Bild 6-12 folgender Zusammenhang zwischen dem Helligkeitswert im Bild und der Temperatur:

$$P = 1,134 \cdot 10^{-12} \cdot \theta^{4,775} \quad (14)$$

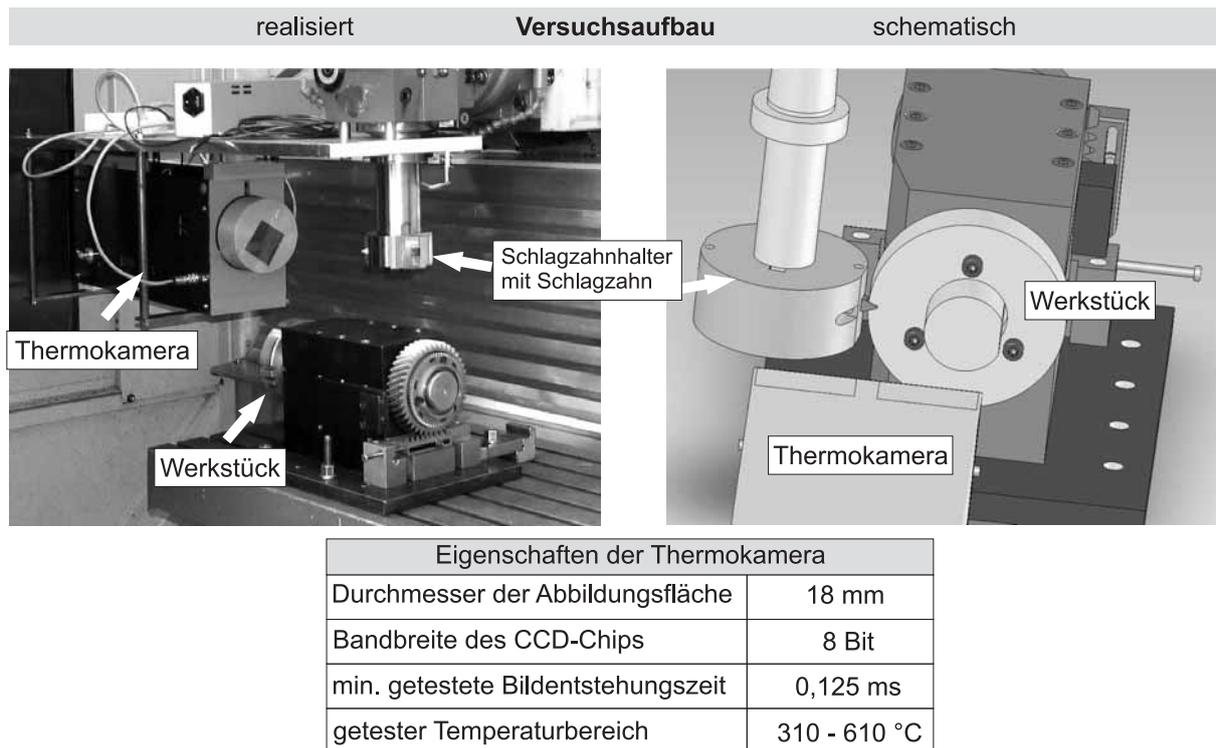


Bild 6-13: Versuchsanordnung zur Temperaturmessung

Zur Messung der Temperaturen wird der Schlagzahnanalogieversuch nach Sulzer [Sulz73] dahingehend modifiziert, dass die Wälzstellungen über die Verzahnungsbreite konstant gehalten werden können. Dadurch wird es möglich, über die gesamte Verzahnungsbreite in einer Wälzstellung zu fräsen. Die Versuchsanordnung zeigt Bild 6-13 (links der Aufbau in der Maschine und rechts schematisch).

Um nun eine einzelne definierte Wälzstellung fräsen zu können, wird das Werkstück in der Vorrichtung um den Wälzwinkelschritt gedreht und der Schlagzahn um den Betrag, der sich aus dem Ergebnis von Steigungshöhe/Stollenzahl*Gangzahl ergibt, verschoben.

Die Modifizierung des Analogieversuches ermöglicht es, die Temperaturmessungen außerhalb der Wälzfräsmaschine auf einer konventionellen 3-Achs-CNC-Fräsmaschine durchzuführen.

Die Auswertung der Bilder erfolgt rechnergestützt mit Hilfe des vom CCD-Chip Hersteller mitgelieferten Programms. Hierzu können beliebige Punkte des Bildes mit dem Cursor markiert werden. Daraufhin wird vom Programm gemäß des Fadenkreuzes (im Bild 6-14 oben zu sehen) der Verlauf der Graustufen (0 = schwarz; weiß = 255) in horizontaler und vertikaler Richtung (im Bild 6-14 unten dargestellt) ausgege-

ben. Wird der hellste Punkt markiert, so wird die Maximaltemperatur ermittelt. Durch eine Hilfssoftware kann die Auffindung des hellsten Punktes automatisiert werden.

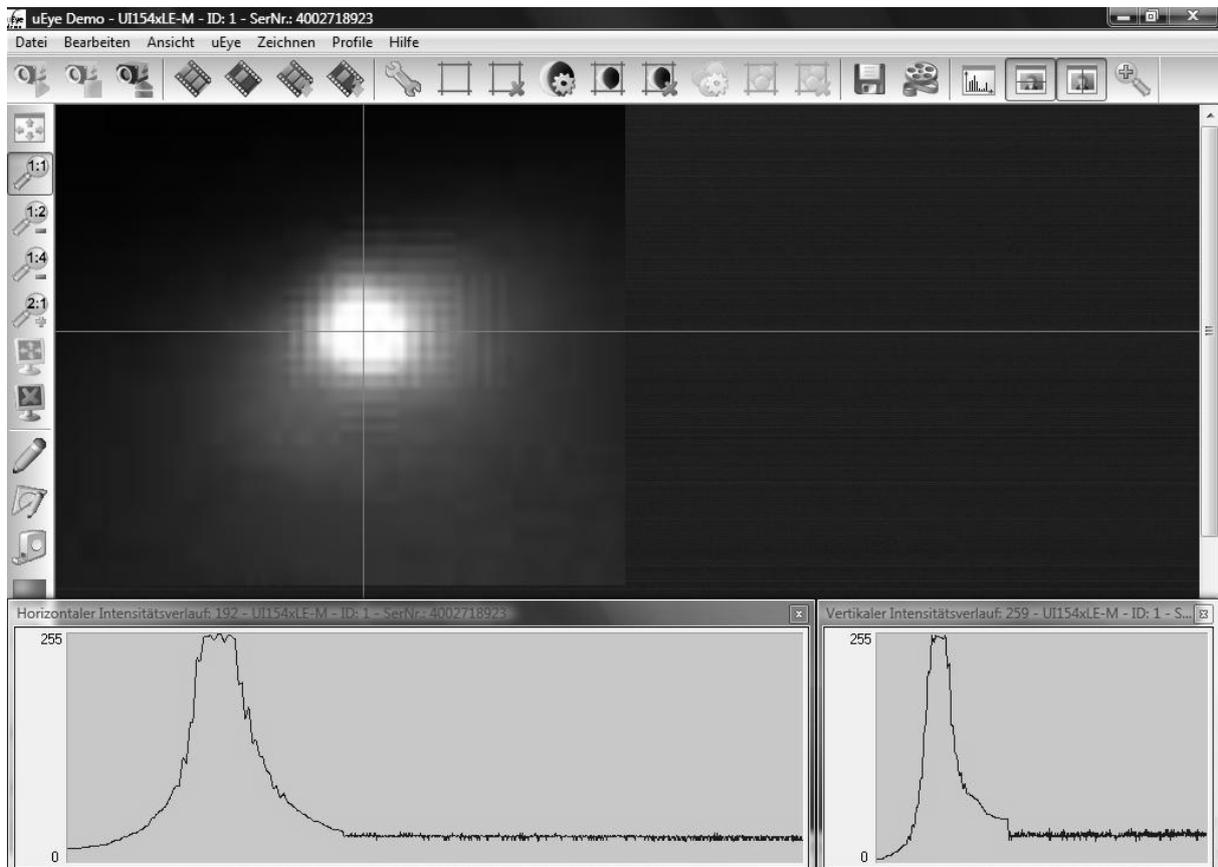


Bild 6-14: Darstellung der Messwertermittlung

Die Temperaturmessungen wurden für die Moduln 1,6 / 1,75 / 2,7 / 3,85 mm bei unterschiedlichen Schnittgeschwindigkeiten im Bereich von 200 bis 300 m/min und unter Variation der Belastung durch Veränderung der Kopfspannungsdicke und Schnittbogenlänge durchgeführt. Zum Einsatz kamen arbeitsscharfe und verschleißbehaftete Schlagzähne.

In [Bild 6-15](#) (Beispieldiagramm) unten sind gemessene Temperaturen dargestellt. Es wurde für die Darstellung die Schnittgeschwindigkeit konstant gehalten und der Vorschub (und damit die maximale Kopfspannungsdicke $h_{c_{umax}}$) variiert. Als Schnittgeschwindigkeit wurden 220 m/min gewählt. Es kamen Neuwerkzeuge zum Einsatz.

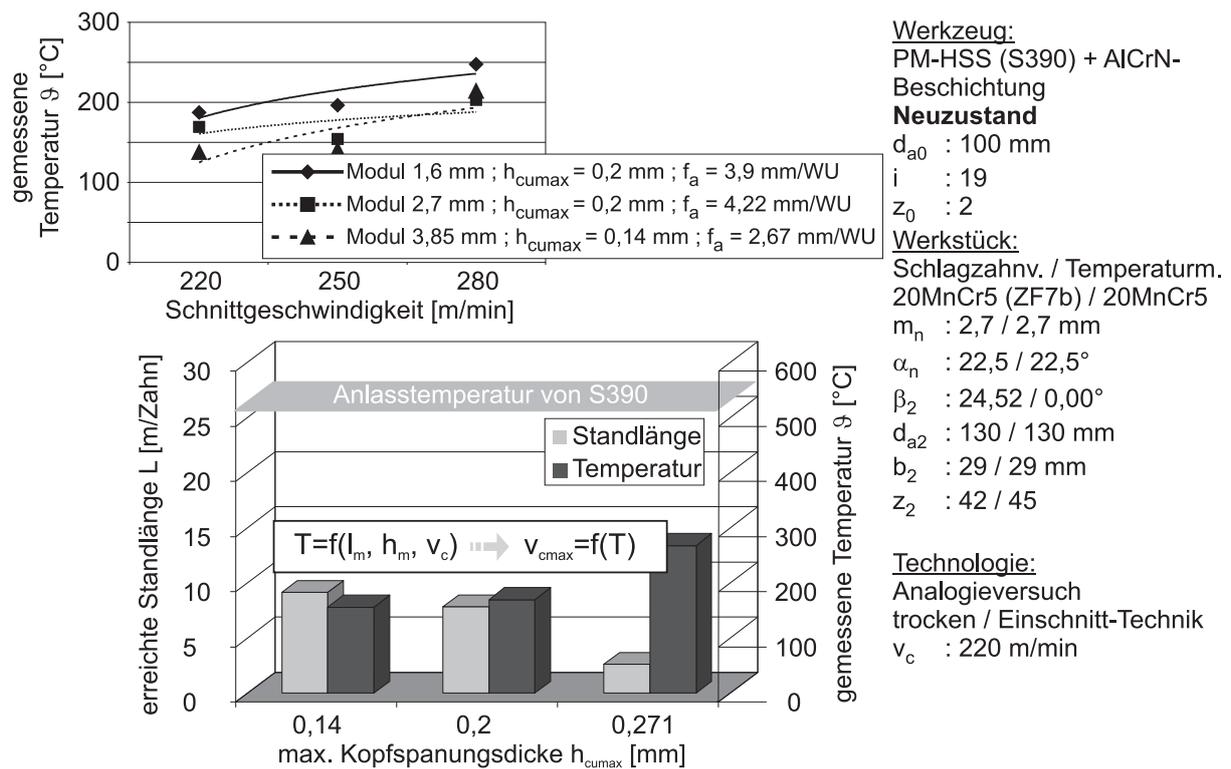


Bild 6-15: Einfluss der Kopfspannungsdicke

Es zeigt sich, dass die maximale Temperatur, die gemessen wurde, für den vorliegenden Fall deutlich unter der kritischen Temperatur liegt. Als kritische Temperatur kommt bei gehärteten Stählen die Anlasstemperatur zur Anwendung, da bei Überschreiten dieser Temperatur eine Erweichung des Substrat-Materials eintritt. Erst in Kombination von hohen Schnittbogenlängen, hohen Kopfspannungsdicken und hohen Schnittgeschwindigkeiten und unter Verwendung verschleißbehafteter Werkzeuge werden kritische Temperaturen erreicht, so dass es möglich ist, eine Restriktion bezüglich der Schnittgeschwindigkeit herzuleiten. Es zeigte sich darüber hinaus, dass es einen Zusammenhang zwischen der Temperatur und der erreichten Standlänge gibt (Bild 6-15 unten).

Die mit der Wärmebildkamera gemessenen Temperaturen lagen deutlich unter dem erwarteten Temperaturbereich und somit auch außerhalb des kalibrierten Bereiches (Bild 6-16). Eine Fehlerabschätzung ergab, dass das Messergebnis um ca. 30% abweichen kann.

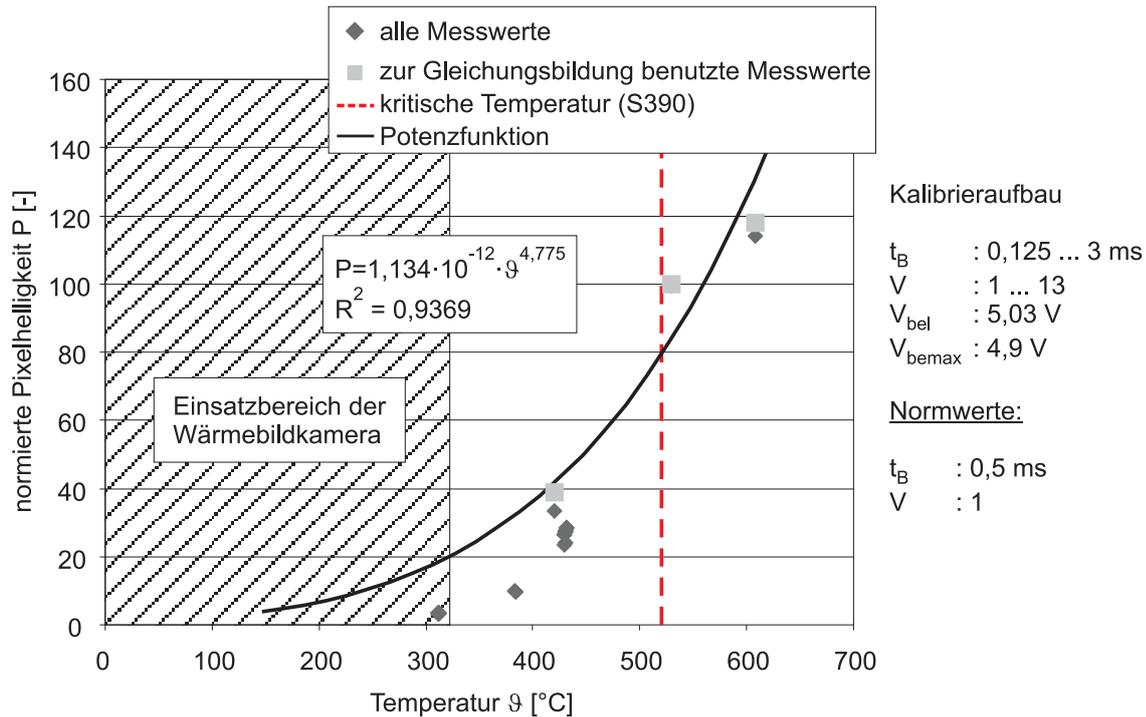


Bild 6-16: Kalibrierkurve mit Einsatzbereich der Wärmebildkamera

Durch einen FEM-Ansatz soll beispielhaft dargestellt werden, mit welcher Temperatur das Substrat unterhalb der Beschichtung für einen dargestellten Fall beaufschlagt wird.

Die Simulationsrechnungen wurden mit dem Programm „Ansys“ durchgeführt. Es wurde die Temperaturentbreitung, ausgehend von der beschichteten Spanfläche, in das Substrat hinein berechnet. Der beschichtete Fräserzahn wird hierbei als ein-dimensionalen Pfad mit zwei Bereichen abgebildet. Ein Bereich stellt die Beschichtung dar, der andere das Werkzeugsubstrat (Bild 6-17).

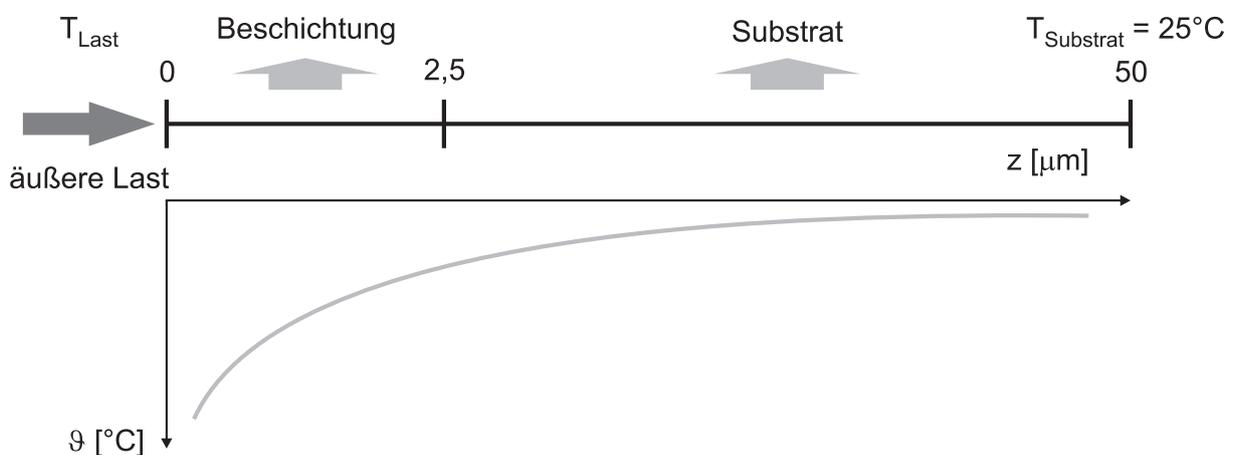


Bild 6-17: Angewendetes Modell zur FEM-Simulation

Als Basistemperatur wurde eine Temperatur von 25°C angenommen. Die mit Hilfe der Thermokamera gemessene Temperatur wird als äußere Last aufgetragen. Das Zeitintervall, innerhalb dessen die äußere Temperatur wirkt, wird durch den Schnittbogen und die Drehzahl des Werkzeuges bestimmt.

Die folgenden physikalischen Werte der [Tabelle 6-5](#) wurden für die Rechnung benutzt:

Tabelle 6-5: Für den FEM-Ansatz verwendete physikalische Größen

	Beschichtung AlCrN	Substrat S390
Dichte [kg/m^3]	5000	8083
Wärmeleitfähigkeit [W/mK]	5	17,0
Spez. Wärmekapazität [J/kgK]	500	420
höchste Anlasstemperatur [$^{\circ}\text{C}$]	-	520

Ziel der Simulationsrechnungen ist es, die Messungen zu verifizieren und gesichert abzuschätzen, ab welcher Schnittgeschwindigkeit die im Substrat anliegende Temperatur die Anlasstemperatur des Substrates erreicht bzw. überschreitet.

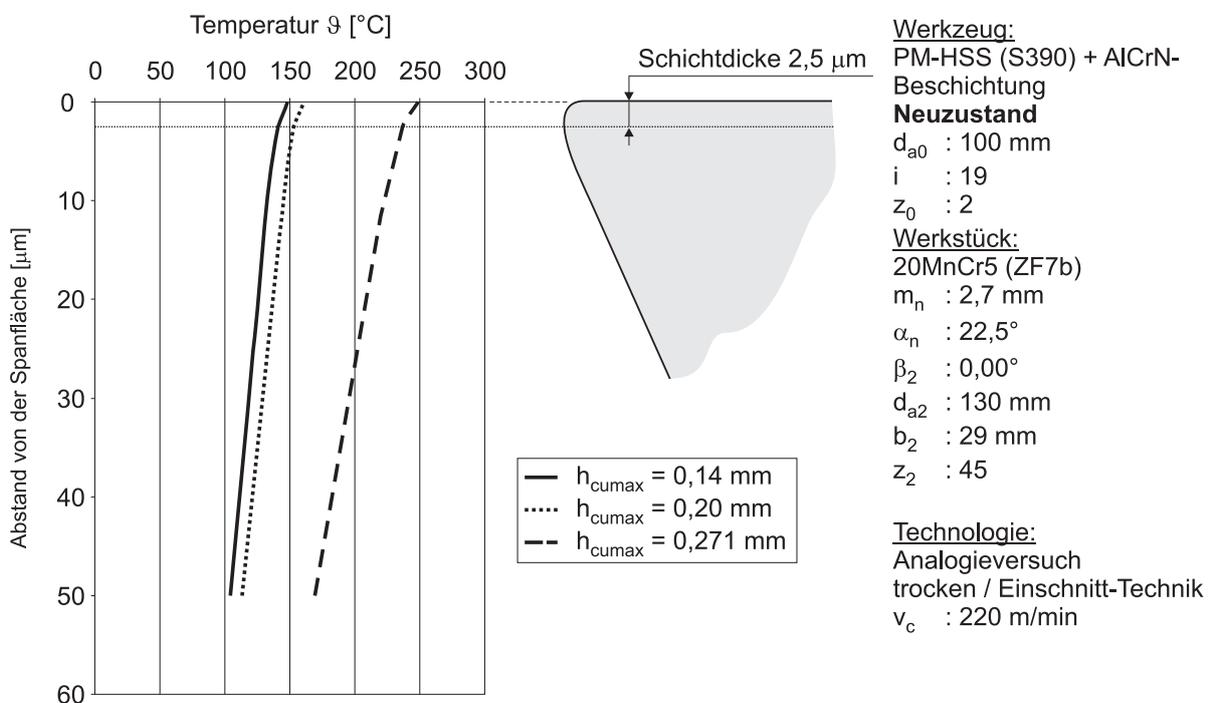


Bild 6-18: Ergebnisse der FEM-Simulation für 220 m/min Schnittgeschwindigkeit

Bild 6-18 stellt die Ergebnisse der Simulation für die gemessenen Temperaturen nach Bild 6-15 dar. Man erkennt, dass es einen signifikanten Abfall der Temperaturen ab dem Übergang Schicht – Substrat gibt. Die Anlasstemperatur von S390 (520°C) wird im Substrat nicht erreicht.

In Bild 6-19 werden exemplarisch für den Modul 2,7 mm die mit der oben dargestellten Wärmebildkamera gemessenen Temperaturen dargestellt. Ergänzend wurden in dieser Darstellung ebenfalls die für diesen Modul erreichten Standlängen aufgenommen.

Es ist zu erkennen, dass mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit nicht nur die Standlänge sinkt, sondern auch die gemessene Temperatur steigt. Somit ist es möglich, die Schnittgeschwindigkeit aufgrund der gemessenen Temperatur zu begrenzen. Hierzu wurden drei Modulbereiche gebildet und wurde je Modulbereich eine Grenztemperatur festgelegt. Diese Grenztemperatur resultiert aus dem Vergleich der gemessenen Temperaturen und der erreichten Standlängen. Resultierend aus den Experimenten wurde ab einem Modul von 3 mm eine maximale Schnittgeschwindigkeit von 250 m/min festgelegt.

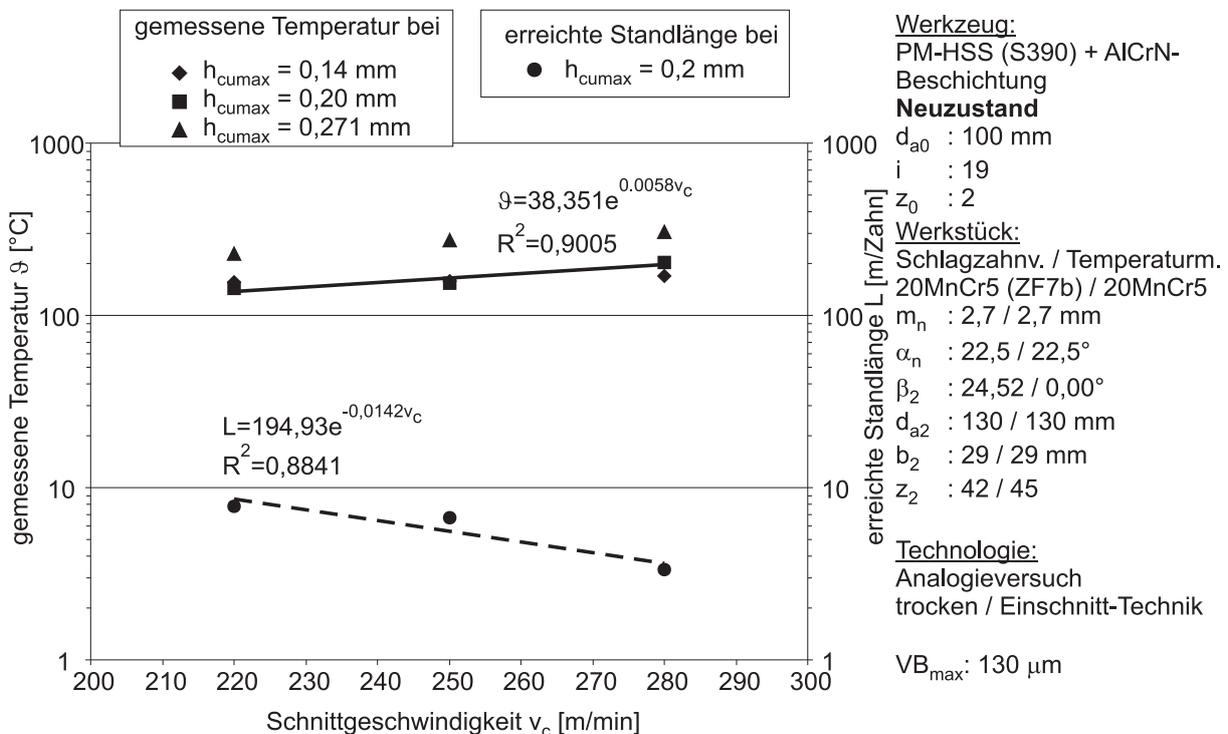


Bild 6-19: Gegenüberstellung der gemessenen Temperatur mit der erreichten Standlänge

Die Messungen zeigten, dass die Schnittbogenlänge einen stärkeren Einfluss auf die Temperaturerhöhung hat als die Schnittgeschwindigkeit. Dies zeigte bereits Frohmüller [Froh02]. Er zeigte beim Drehen im unterbrochenen Schnitt (mit einem ähnlichen Messaufbau), dass eine Änderung der Schnittbogenlänge einen größeren Einfluss auf die Temperatur ausübt als eine prozentual gleiche Änderung der Schnittgeschwindigkeit. Bild 6-20 stellt diese Abhängigkeit graphisch dar. Die von Frohmüller gewählte Größe Eingriffsrate E entspricht dem Quotienten aus Schnittbogenlänge und Umfang des Werkstückes. Daraus folgt, dass die Kontaktzeit von Span und Werkzeug (ausgedrückt in der Schnittbogenlänge) entscheidender für die Temperaturänderung ist als die Spandicke. Dieser Zusammenhang sollte auch für das Wälzfräsen gelten.

Wenn man statt des Werkstückdurchmessers, der bei Frohmüller bestimmend auf die Schnittbogenlänge wirkt, den Werkzeugdurchmesser als bestimmende Größe einsetzt, wird ersichtlich, dass beim Wälzfräsen Eingriffsraten von unter 10% vorliegen und somit auch Temperaturen unter 400°C .

Die temperaturabhängige Schnittgeschwindigkeitsbegrenzung gilt nur für den Werkstoff 20MnCr5.

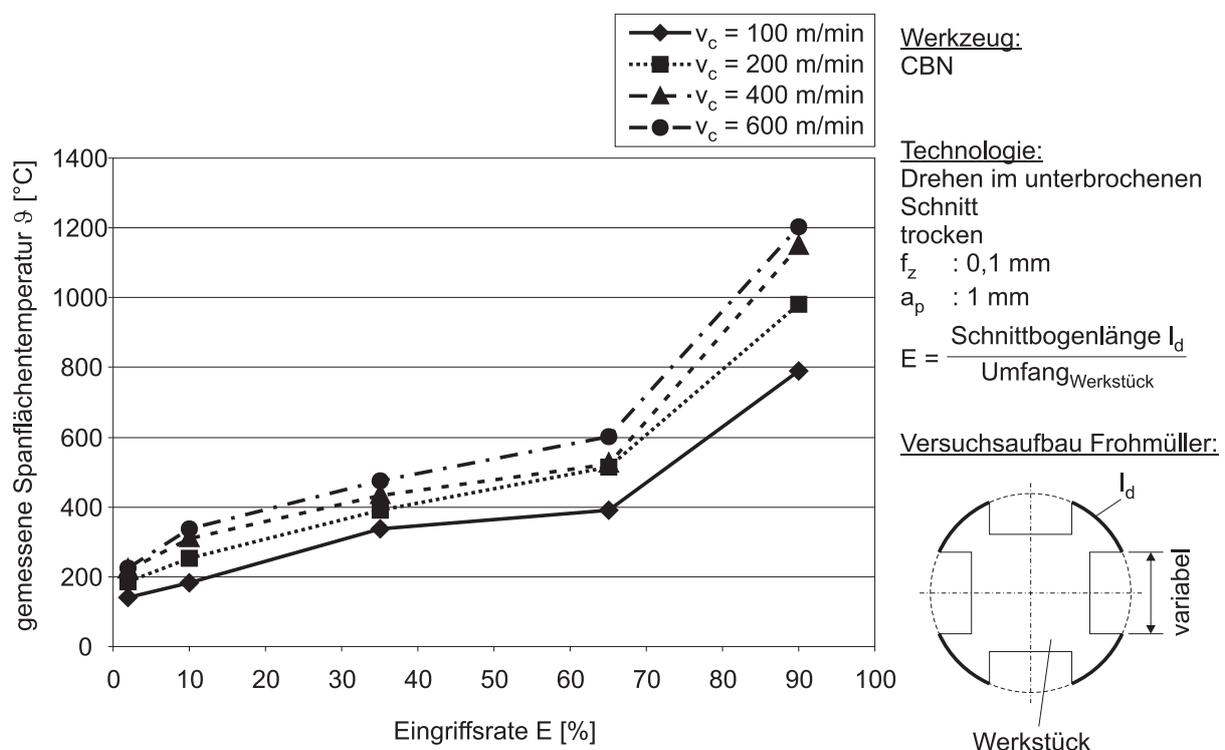


Bild 6-20: Abhängigkeit der Temperatur von der Eingriffsrate und der Schnittgeschwindigkeit nach [Froh02]

Da zum Zeitpunkt der Untersuchungen keine weitere für diese Zwecke geeignete Wärmebildkamera zur Verfügung stand, konnten die gemessenen Temperaturen nicht verifiziert werden.

Zur qualitativen Abschätzung der gemessenen Temperaturen sollte der Kraftverlauf über den gewälzten Stellen geeignet sein. Zur Messung der entstehenden Kräfte wurde unter der in Bild 6-13 dargestellten Vorrichtung zur Einstellung der Wälzstellungen ein 3-Komponenten-Dynamometer Typ 9255B der Firma Kistler adaptiert.

In Bild 6-21 ist beispielhaft der Verlauf der Zerspankraft und der gemessenen Temperatur dargestellt. Aufgrund der guten Übereinstimmung beider Verläufe ist eine qualitative Aussage über die gemessenen Temperaturen möglich.

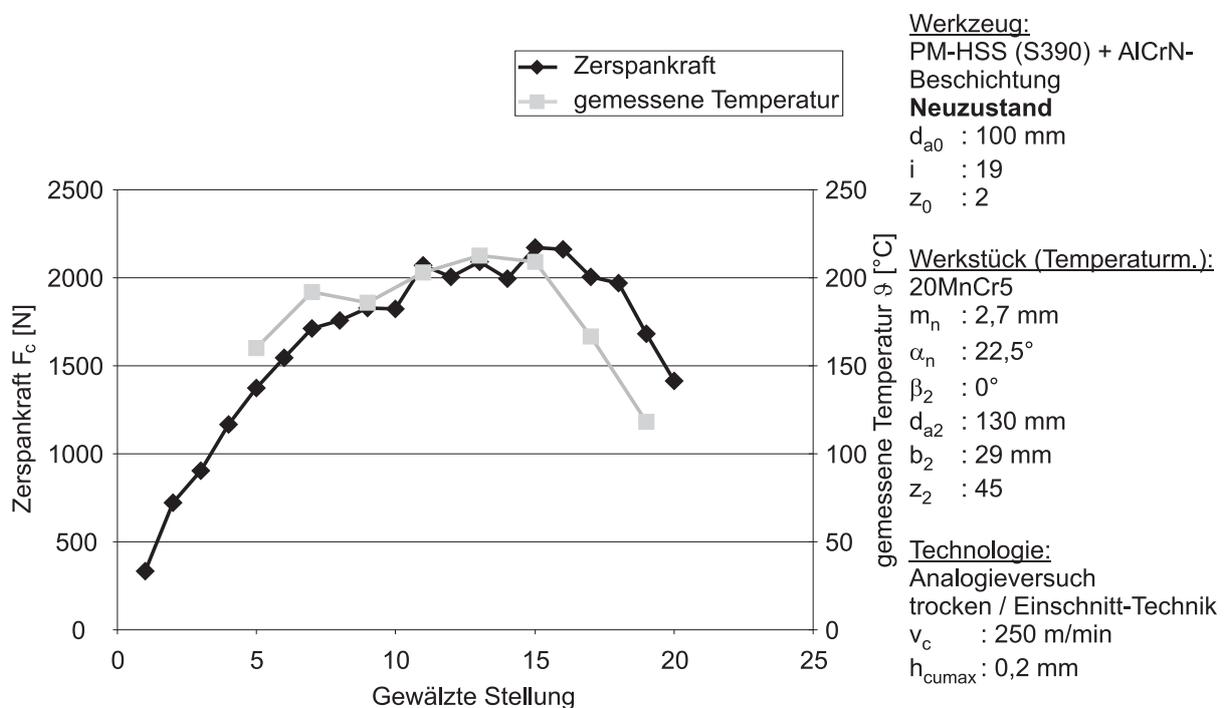


Bild 6-21: Beispielhafter Vergleich zwischen der Temperatur und Zerspankraft

6.5 Ergebnisse von erforderlichen Verschleiß/Standlängen-Experimenten

Von der Industrie wurden Rohlinge und zum Teil auch Wälzfräser (zur Schlagzahn-erzeugung) in den Abmessungen entsprechend Bild 6-22 für Experimente bereitgestellt. Die konkreten Daten aller Paarungen Werkzeug - Werkstück auf der Basis von Realzahnradern von den Anwendern sind in Tabelle 4-1 aufgeführt. Um die Haupt-

versuche mit den Rohlingen des Anwenders 1 (20MnCr5 ZF7b) durchführen zu können, mussten die Verzahnungen der Anwender 2 – 4 auf die Rohlingsabmessungen angepasst werden. In [Tabelle A 10.2-1](#) sind die geometrischen Daten der abgeleiteten Verzahnungen dargestellt. Es konnten die Werkzeuge der Originalverzahnungen benutzt werden.

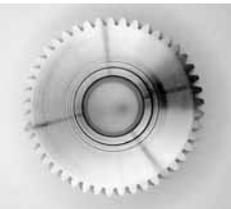
	<p>Anwender 1</p> <p>Modul m_n : 2,7 mm</p> <p>Zähnezahl z_2 : 41</p> <p>Kopfkreisdurchmesser d_{a2} : 130 mm</p> <p>Verzahnungsbreite b_2 : 29 mm</p> <p>Werkstoff : ZF7b</p>		<p>Anwender 3</p> <p>Modul m_n : 1,75 mm</p> <p>Zähnezahl z_2 : 41</p> <p>Kopfkreisdurchmesser d_{a2} : 89,5 mm</p> <p>Verzahnungsbreite b_2 : 15,72 mm</p> <p>Werkstoff : 17NiCrMo6.4</p>
	<p>Anwender 2</p> <p>Modul m_n : 1,6 mm</p> <p>Zähnezahl z_2 : 45</p> <p>Kopfkreisdurchmesser d_{a2} : 78,57 mm</p> <p>Verzahnungsbreite b_2 : 24 mm</p> <p>Werkstoff : 20MnCrS5</p>		<p>Anwender 4</p> <p>Modul m_n : 3,85 mm</p> <p>Zähnezahl z_2 : 20</p> <p>Kopfkreisdurchmesser d_{a2} : 87,46 mm</p> <p>Verzahnungsbreite b_2 : 41 mm</p> <p>Werkstoff : 20MoCr4</p>

Bild 6-22: Eingesetzte Verzahnungen der Anwender 1 bis 4

Um Experimente mit größerer Verzahnungsbreite als 29 mm durchführen zu können, wurden die Rohlinge des Anwenders 1 so ohne Spalt zwischen den Verzahnungssitzen miteinander formschlüssig verbunden, dass Rohlinge mit der Verzahnungsbreite von 58 mm ($2 \cdot B$) und 87 mm ($3 \cdot B$) mit dem Durchmesser 130 mm aus ZF7b zur Verfügung standen. Diese konnten dann auch für alle Moduln (Verzahnungsfälle 1, 2-1, 3-1 und 4-1 (vgl. Anlage [10.2](#)) eingesetzt werden.

Für das Vorhaben war es erforderlich, eine größere Anzahl von Schlagzähnen zu erzeugen. Zur Schlagzahnerzeugung bieten sich mehrere Möglichkeiten an (vgl. [Bild 6-23](#)).

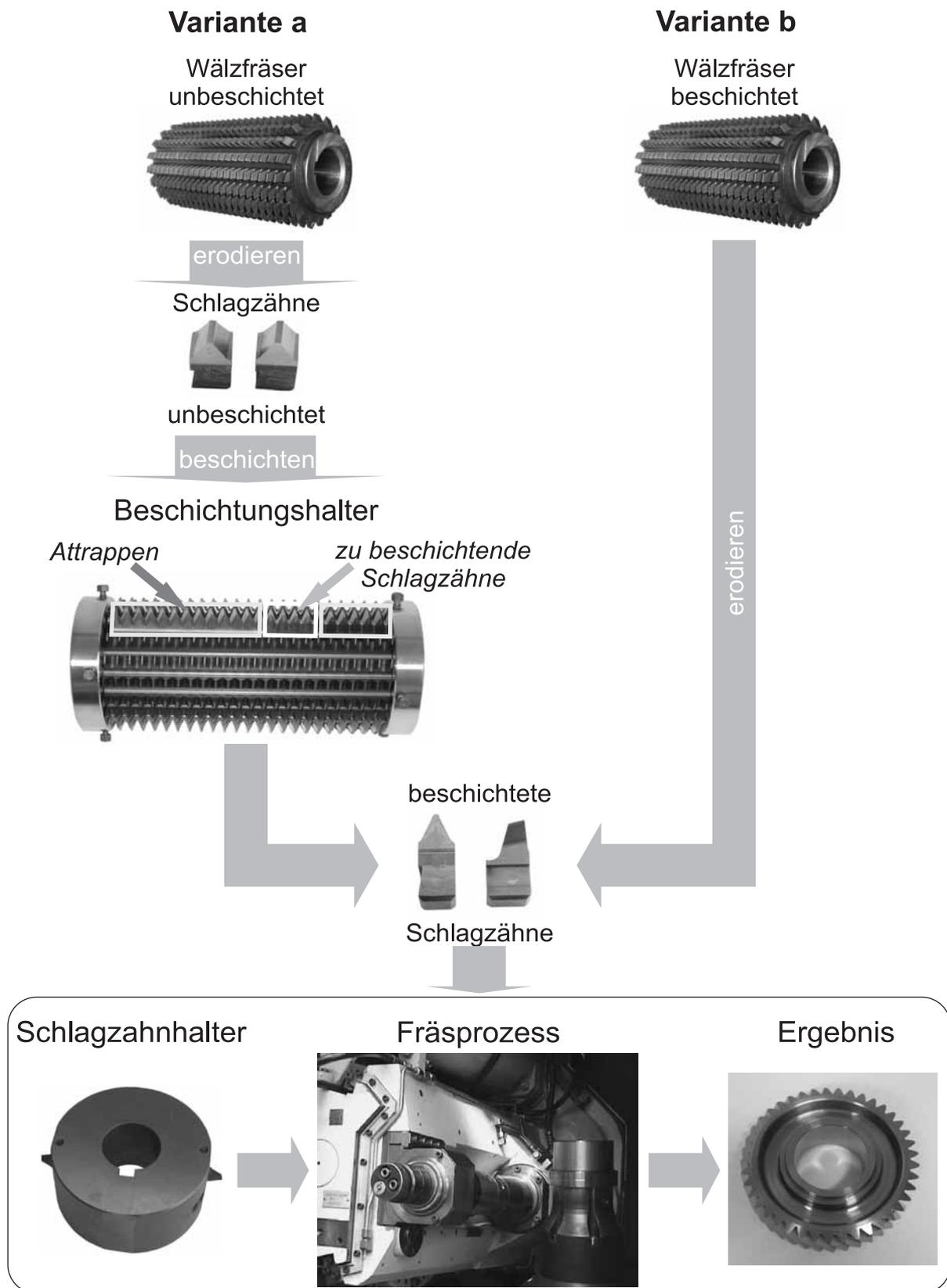


Bild 6-23: Varianten der Schlagzahnerzeugung

Um die Zuverlässigkeit des Analogieversuches zu prüfen, wurden Untersuchungen zum Streuverhalten des Schlagzahnversuchs durchgeführt (Bild 6-24).

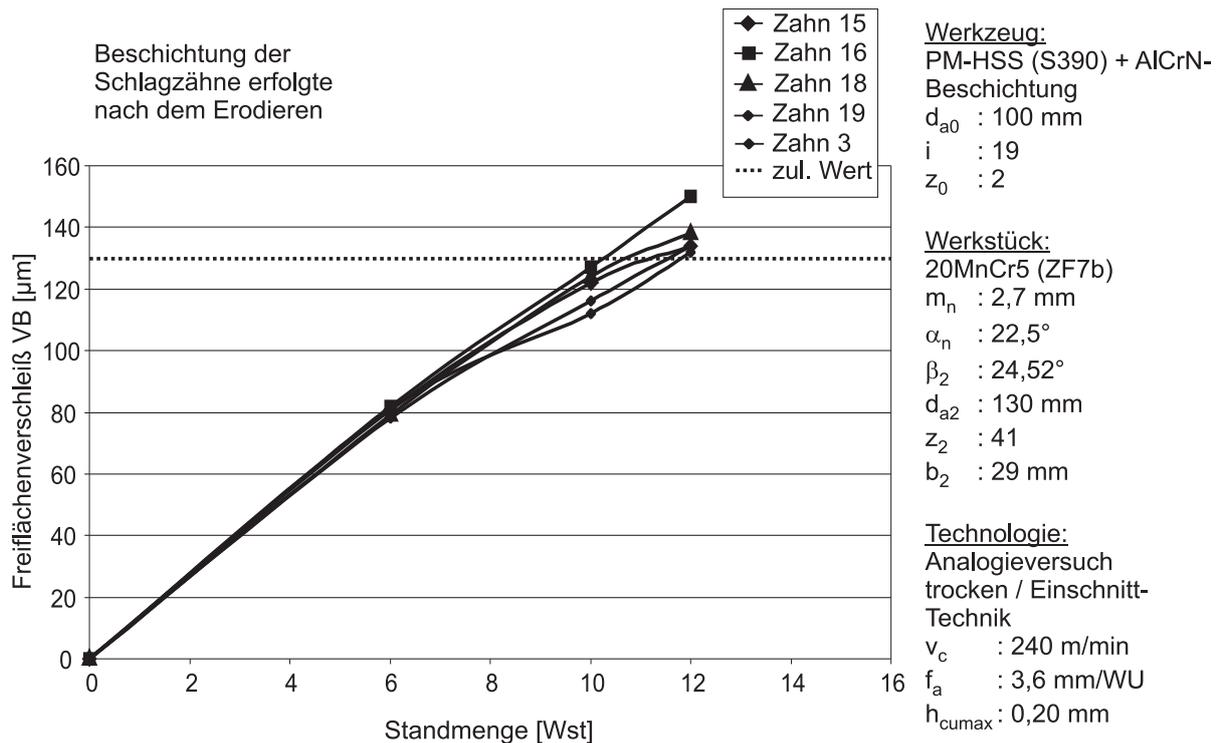


Bild 6-24: Streuung des Analogieversuches (Schlagzahnbeschichtung nach dem Erodieren)

Hierbei wurden zunächst in einer Versuchsreihe Schlagzähne eingesetzt, die **vor** dem Beschichten aus dem Wälzfräser heraserodiert und dann beschichtet wurden. (Um die Realsituation beim Beschichtungsvorgang zu erhalten, wurde ein aus einem Wälzfräser hergestellter Beschichtungshalter eingesetzt.) Die Ergebnisse (Bild 6-24) zeigen, dass die Versuche um ca. 8% um den Mittelwert streuen. Das heißt, dass die Anzahl der jeweils für eine verlässliche Aussage notwendigen Versuche klein gehalten werden kann.

Um bei den geplanten Versuchen den Aufwand der Schlagzahnherstellung (Erodieren und Beschichten) zu minimieren, wurde der obigen Versuchsreihe eine zweite gegenübergestellt. Die bei diesen Versuchen eingesetzten Schlagzähne wurden **nach** dem Beschichten aus dem Fräser heraserodiert. Bild 6-25 zeigt die Gegenüberstellung der Ergebnisse der Versuchsreihen. Es wird deutlich, dass das Erodieren keinen Einfluss auf die erreichbare Standlänge ausübt und somit die im Bild 6-23 dargestellte Variante b zur Schlagzahnherstellung gewählt werden konnte.

Darüber hinaus ist zu erkennen, dass sich wegen der geringen Streuung Einflüsse auf den Verschleißverlauf beim Wälzfräsen durch den Schlagzahnversuch sehr sicher und zuverlässig erkennen und reproduzieren lassen.

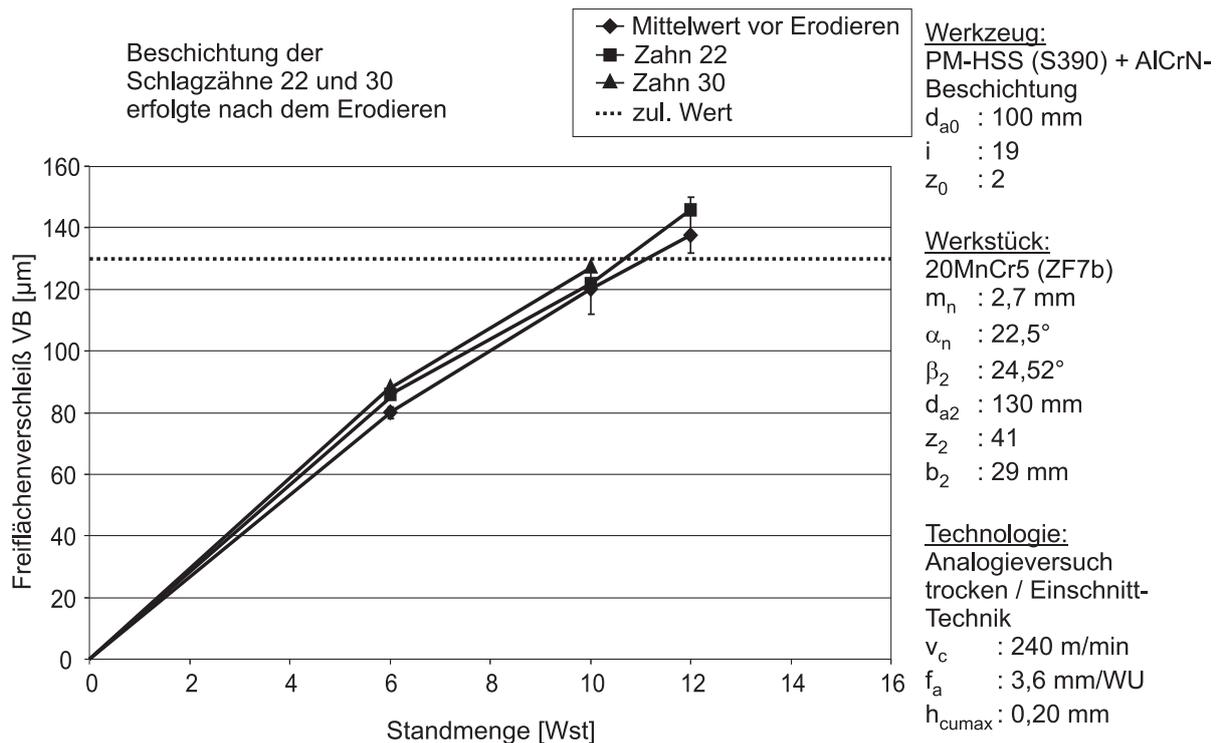


Bild 6-25: Ergebnisvergleich von Zähnen, die vor und nach dem Beschichten erodiert wurden

Da der Werkzeugschneidenverschleiß eine Funktion der Belastung der Scheide sein muss, sollte es möglich sein, die Abhängigkeit des Verschleißzustandes des Werkzeuges als Funktion der Wälzstellung und der Werkzeugbelastung empirisch zu beschreiben. Dafür bietet der Wälzfräsversuch ohne Shiften im Gegensatz zum Wälzfräsen mit Shiften hervorragende Voraussetzungen zur Wertermittlung. Jede Wälzstellung bietet zeitgleich eine andere Belastung an. So kann mit einem Versuch eine große Anzahl von Messwerten gewonnen werden. Deshalb wurden mehrere Versuche dieser Art (mit Schicht 1 bzw. Schicht 2) durchgeführt. Leider trat jeweils nach viel zu geringem Standweg eine lokale Beschädigung meist nur an einem Zahn auf, sodass die Versuche abgebrochen werden mussten.

Mit dem Programm SPSS kann durch Anwendung der Nichtlinearen Regression und durch gezieltes Vorgehen bei der Festlegung der Regressionsfunktion versucht werden, den Grad des Zusammenhanges zwischen den drei Belastungskenngrößen und der Zielgröße Verschleiß abzubilden. Dies wurde zunächst testweise und bei einer für die Auswertung nicht ausreichend hohen Verschleißmarkenbreite, für den Fall des Fräsen ohne Shiften (Modul 2,7 mm) durchgeführt. Die Verschleißwerte sind auf eine ausgewählte Abwicklungsposition der Schneide bezogen. Für diese Abwick-

lungposition werden die zur Darstellung verwendeten Kennwerte aus SPARTApro-Rechnungen entnommen.

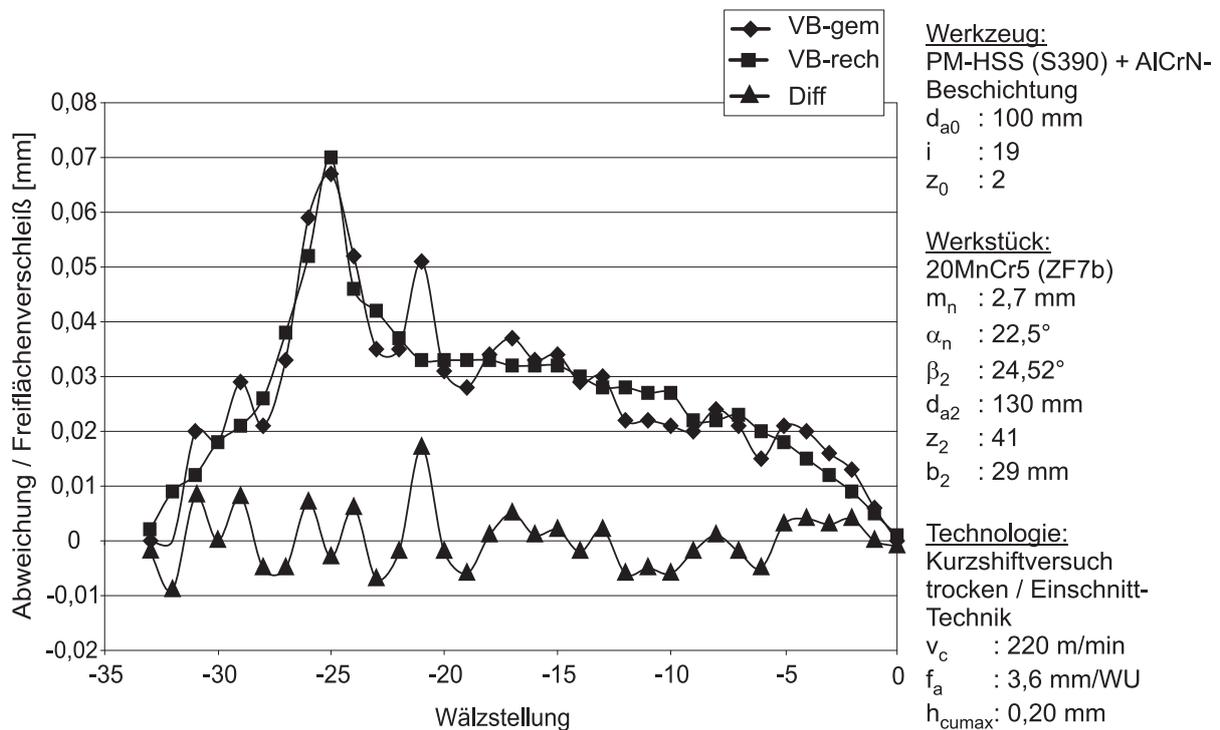


Bild 6-26: Vergleich gemessener und berechneter Verschleißwerte

Dabei zeigte sich, dass die Güte der Abbildung, ausgedrückt durch die Übereinstimmung von gemessenen und berechneten Werten (Bild 6-26), stark vom Kompliziertheitsgrad des verwendeten Funktionsansatzes $VB = f(h_m, L_m)$ abhängt.

Bild 6-27 zeigt die vorhandenen Belastungsverhältnisse. Sowohl die mittlere Spannungsdicke als auch die mittlere Schnittbogenlänge sind für einige Zähne deutlich größer als beim Fräsen mit Shiften. Diese „Überlastung“ und teilweise vorhandene Mikroschäden an Wälzfräserzähnen sollten die Ursache für den vorzeitigen Verschleiß sein. Dazu muss allerdings angemerkt werden, dass im Bereich niedriger Schnittgeschwindigkeiten bereits erfolgreich ohne Shiften gefräst wurde, sodass dieser Effekt bei hohen Schnittgeschwindigkeiten nicht unbedingt erwartet werden konnte.

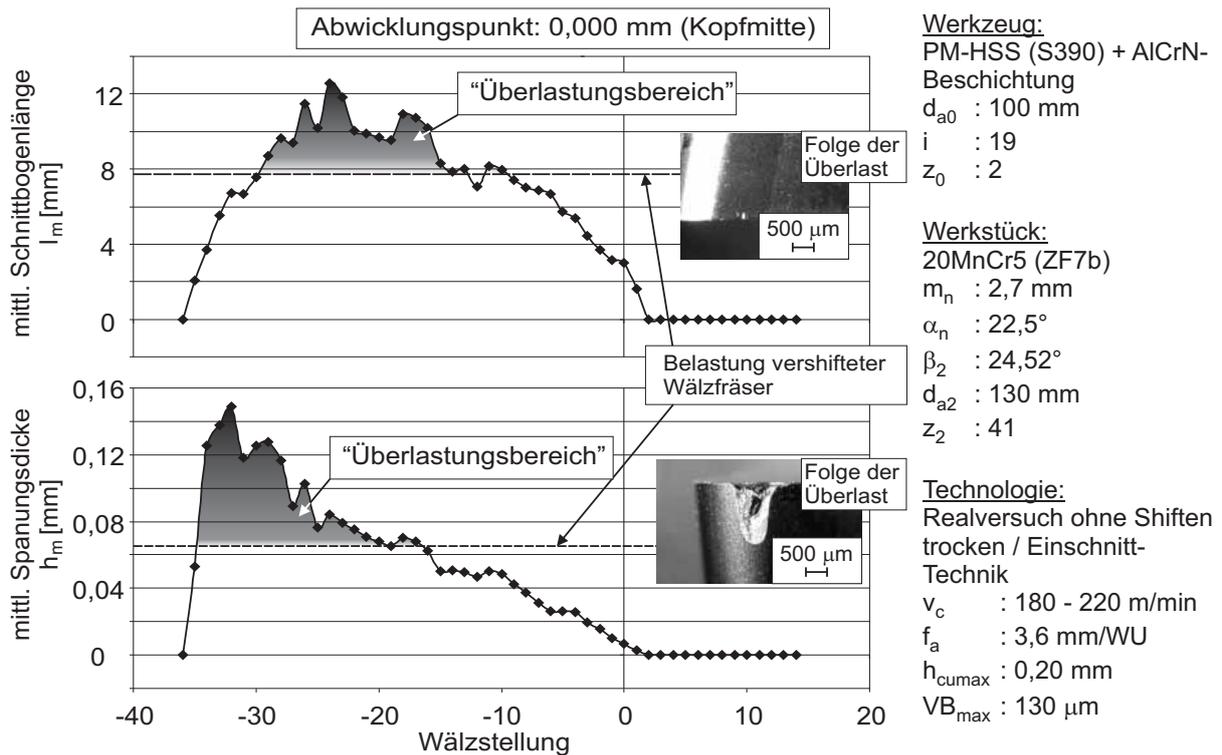


Bild 6-27: Belastungsverhältnisse beim Wälzfräsen mit und ohne Shiften

Es war erforderlich, die Ergebnisse von Schlagzahnuntersuchungen mit den Bedingungen des realen Wälzfräsens zu vergleichen. Ein Realversuch mittels Shiften ist jedoch im Labor sehr aufwändig.

Eine einfache Methode praxisnahe Versuchsergebnisse zu gewinnen besteht jedoch darin, einen Realversuch im Labor mittels Kurzshiften [Knoc05] durchzuführen. Von Kurzshiften wird gesprochen, wenn der Shiftweg so klein gewählt wird, dass eine sichere Auswertung gerade noch möglich ist. Um den notwendigen Kurzshiftweg berechnen zu können, ist es erforderlich, den Wälzfräserarbeitsbereich für den vorliegenden Einsatzfall zu bestimmen. Sollen mehrere Versuchspunkte nebeneinander auf einen Wälzfräser gesetzt werden, kann es auch notwendig sein, den Belastungsverlauf innerhalb des Wälzfräserarbeitsbereichs zu ermitteln. Dann kann unter Umständen eine bestimmte Überlappung der Shiftbereiche der nebeneinander liegenden Versuchspunkte zugelassen werden. Der Vorteil des Kurzshiften liegt im Vergleich mit dem normalen Shiften in der Einsparung von erheblicher Versuchszeit und Versuchsmaterial. Darüber hinaus können Werkzeugkosten eingespart werden.

Tabelle 6-6: Versuchsplan Grundversuche Teil 1

Gewinnung von Eingangsgrößen für die Regression $L = f(h_m, l_m, i_z)$				
Modul [mm]	Variation der Kopfspanungsdicke [mm] für $b_2 = 29 \text{ mm} / v_c = 220 \text{ m/min}$			
	0,14	0,15	0,20	0,271
1,6	S	S	S	S
2,7	S	S	S	S
3,85	S	S	S	?*
Modul [mm]	Breiten-Variation [mm]			
	29	58	87	h_{cumax} [mm]
1,6	S	S	S	0,1
2,7	S	S	S	0,2
3,85	S	S	S	0,2
	S	S	S	0,15

S sinnvoller Versuchspunkt
 ?* hängt von der Entwicklung der Standlänge der nächst niedrigeren Kopfspanungsdicke ab

Tabelle 6-7: Versuchsplan Grundversuche Teil 2

Ermittlung des Korrekturfaktors für die Schnittgeschwindigkeit $L = L_{220} * F_{v_c}$					
Modul [mm]	Variation der Schnittgeschwindigkeit [m/min] für $b_2 = 29 \text{ mm}$				
	220	240	250	280	h_{cumax} [mm]
2,7	S	S	S	S	0,2
<i>Variation bis zur sinnvollen Grenze</i>					
1,6	S	S	S	S	0,1
3,85	S	-	S	?*	0,15
Ermittlung des Korrekturfaktors für den Werkstoff $L = L_{ZF7b} * F_{\text{Werkstoff}}$					
	$v_c = 220 \text{ m/min}$	$v_c = 250 \text{ m/min}$	$v_c = 280 \text{ m/min}$	h_{cumax} [mm]	Werkstoff
1,6	S	S	S	0,2	20MnCrS5
1,75	S	S	S	0,15	17NiCrMoS6.4
2,7	S	S	S	0,2	20MnCr5
3,85	S	S	?*	0,2	20MoCr4E

S sinnvoller Versuchspunkt
 ?* hängt von der Entwicklung der Standlänge der nächst niedrigeren Schnittgeschwindigkeit ab

Der Plan für die experimentellen Untersuchungen gliedert sich in Grundversuche entsprechend [Tabelle 6-6](#) und erweiterte Versuche entsprechend [Tabelle 6-7](#). Mit den Grundversuchen sollen Daten gewonnen werden, die es gestatten, dass Standlängen/Verschleiß-Verhalten in Abhängigkeit von den drei Belastungskenngrößen zu

beschreiben. Die Versuchserweiterung dient zur Ermittlung von Korrekturfaktoren für weitere Einflussgrößen auf das Standlängen/Verschleiß-Verhalten. Zur Ermittlung des Schnittgeschwindigkeitsfaktors wurden vier Schnittgeschwindigkeiten herangezogen. Bei Modul 3,85 mm wurde der Versuchspunkt 240 m/min nicht durchgeführt.

Vor jedem Versuch wurde eine Abschlusskontrolle der Schlagzähne auf Beschädigungen durchgeführt.

Die eingesetzten Schlagzähne wurden entsprechend Verschleißfortschritt nach jeweils einem oder mehreren gefrästen Rädern vermessen. Gemessen wurde der Freiflächenverschleiß an der einlaufenden Flanke, der Kopf flanken und an der auslaufenden Flanke mit dem Mitutoyo 176-940D Toolmakers Microscope. Der Verschleiß trat im Regelfall in der Nähe des Zahnkopfes, also in Bereichen, die mechanisch stark belastet waren, auf. Falls am Zahnfuß erhöhter Verschleiß auftrat, wurde er ebenfalls dokumentiert und berücksichtigt. Weiterhin wurde die Kolkbreite gemessen. War aufgrund des optischen Eindrucks der Schlagzähne eine hohe Kolkentiefe zu erwarten, so wurde die Kolkentiefe mittels Streifenlichtmikroskop MicroCAD vermessen.

Der Versuch wurde abgebrochen, wenn die zulässige Verschleißmarkenbreite von 130 µm bzw. die zulässige Kolkentiefe von 100 µm erreicht bzw. überschritten war. Anlage 10.11 zeigt beispielhaft sehr deutlich den Einfluss von Schnittgeschwindigkeit und Kopfspannungsdicke auf den Kolkverschleiß mittels REM-Aufnahmen.

Der Abbruchzustand der Werkzeuge wurde in jedem Fall fotografisch dokumentiert (siehe Anlage 10.7).

Wenn sich während bzw. nach einem Versuch ergab, dass die Ergebnisse der parallel eingesetzten Schlagzähne in stärkerem Umfang als spannungstechnisch üblich streuen, so wurde der Versuch wiederholt.

Tabelle 6-8 zeigt eine Gesamtübersicht über die im Rahmen der Arbeit durchgeführten Versuche. Alle Versuche wurden nach der dargestellten Methodik durchgeführt und protokolliert.

Tabelle 6-8: Übersicht über alle durchgeführten Schlagzahnversuche

Versuch-Nr.	Schnittgeschwindigkeit v_c [m/min]	max. Kopfspannungs- dicke h_{cumax} [mm]	erreichte Standlän- ge L [m/Zahn]	
Werkstoff = konstant				
Werkstoff 20MnCr5 (ZF7b)				
Modul 1,6 mm (Mittelwert von 3 Schlagzähnen)				
1.1.1	220	0,367	2,253	
1.1.2		0,271	6,759	
1.1.3		0,2	8,261	
1.1.4		0,15	8,261	
1.1.5		0,14	8,261	
1.1.6		0,1	12,016	
1.1.7	240	0,1	8,261	
1.1.8	250	0,2	5,257	
1.1.9	280	0,2	3,004	
Modul 1,75 mm (Mittelwert von 2 Schlagzähnen)				
1.2.1	220	0,2	36,72	
1.2.2		0,15	29,58	
1.2.3		0,14	28,56	
Modul 2,7 mm (Wert von einem Schlagzahn)				
1.3.1	220	0,271	2,614	
1.3.2		0,2	7,842	
1.3.3		0,18	7,842	
1.3.4		0,15	7,842	
1.3.5		0,14	9,149	
1.3.6	200	0,2	10,456	
1.3.7	250	0,2	6,69	
1.3.8	280	0,2	1,19	
Modul 3,85 mm (Wert von einem Schlagzahn)				
1.4.1	220	0,271	1,349	
1.4.2		0,2	8,99	
1.4.3		0,15	23,374	
1.4.4			19,778	
1.4.5		0,14	13,485	
1.4.6			19,778	
1.4.7	250	0,18	13,485	
1.4.8	250	0,2	5,394	
1.4.9			9,889	
Material = variabel				
Modul 1,6 mm / 20MnCrS5 (Mittelwert von 3 Schlagzähnen)				
2.1.1	220	0,14	12,682	
2.1.2		0,2	13,428	
2.1.3		250	0,2	10,444
2.1.4		280	0,2	5,595
Modul 1,75 mm / 17NiMo6.4 (TL4521) (Mittelwert von 2 Schlagzähnen)				
2.2.1	220	0,14	15,12	
2.2.2		0,15	20,034	
2.2.3		250	0,15	16,632
Modul 3,85 / 20MoCr4E (Wert von einem Schlagzahn)				
2.3.1	220	0,14	2,52	
2.3.2			1,68	
2.3.3		0,18	8,4	
2.3.4		0,2	8,4	

Versuch-Nr.	Schnittgeschwindigkeit v_c [m/min]	max. Kopfspannungsdicke $h_{c_{\max}}$ [mm]	erreichte Standlänge L [m/Zahn]
2.3.5	250	0,18	1,68
2.3.6	250	0,2	1,68
Verzahnungsbreite = variabel / 20MnCr5 (ZF7b)			
Modul 1,6 mm (Mittelwert von 3 Schlagzähnen)			
3.1.1 ($b_2 = 58$ mm)	220	0,1	12,016
3.1.2 ($b_2 = 87$ mm)			11,265
Modul 2,7 mm (Wert von einem Schlagzahn)			
3.2.1 ($b_2 = 58$ mm)	220	0,2	7,842
3.2.2 ($b_2 = 58$ mm)			10,456
3.2.3 ($b_2 = 87$ mm)			9,8
3.2.4 ($b_2 = 87$ mm)			9,8
Modul 3,85 (Wert von einem Schlagzahn)			
3.3.1 ($b_2 = 58$ mm)	220	0,2	3,596
3.3.2 ($b_2 = 87$ mm)			5,394
3.3.3 ($b_2 = 58$ mm)		0,15	10,788
3.3.4 ($b_2 = 87$ mm)			10,788
Schichtvergleich (beide Beschichtungen wurden parallel eingesetzt)			
Modul 2,7 mm / 20MnCr5 (ZF7b)			
Schichtvergleich 2009			
4.1.1	220	0,2	4,014
4.1.2			8,028
4.1.3	250	0,2	4,014
4.1.4			6,69
4.1.5	280	0,2	2,676
4.1.6			3,345
Schichtvergleich 2010			
4.2.1	220	0,2	20,739
4.2.2	250	0,2	12,042
4.2.3	280	0,2	1,338
4.2.4			9,336
Abbruchkriterium: $VB_{\max} \Rightarrow 130 \mu\text{m}$ und / oder $KT \Rightarrow 100 \mu\text{m}$			

Bei den Grundversuchen wurden in erster Linie der Modul, die Verzahnungsbreite und über geeignete technologische Größen die Kopfspannungsdicke nach Hoffmeister variiert. [Bild 6-28](#) zeigt die ermittelten Standlängen der Grundversuche bei Versuchsabbruch (nicht interpoliert auf den zulässigen Verschleißwert). Ein Vergleich der Werte untereinander ist nicht immer ganz einfach, da sich zum Teil mehrere Variablen (Belastungskenngrößen) gleichzeitig ändern.

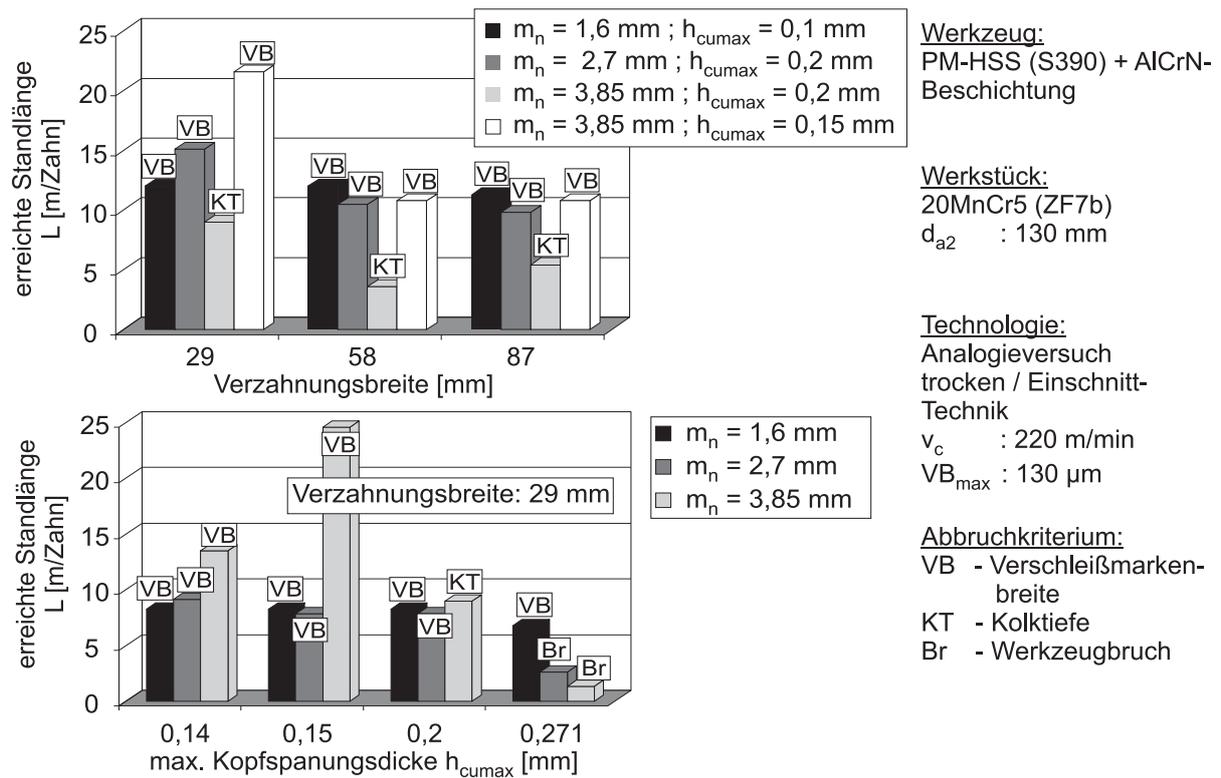


Bild 6-28: Grundversuche (ZF7b)

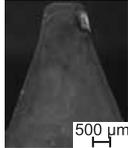
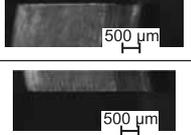
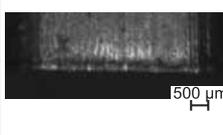
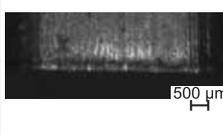
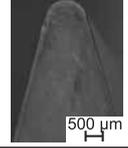
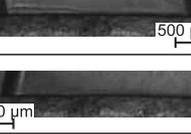
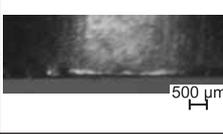
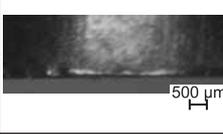
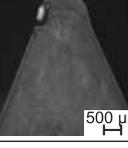
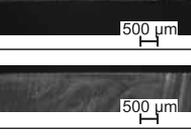
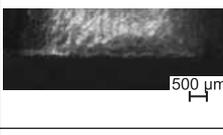
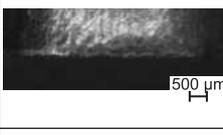
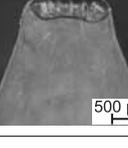
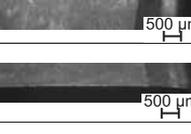
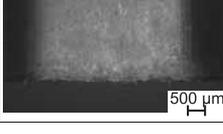
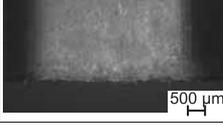
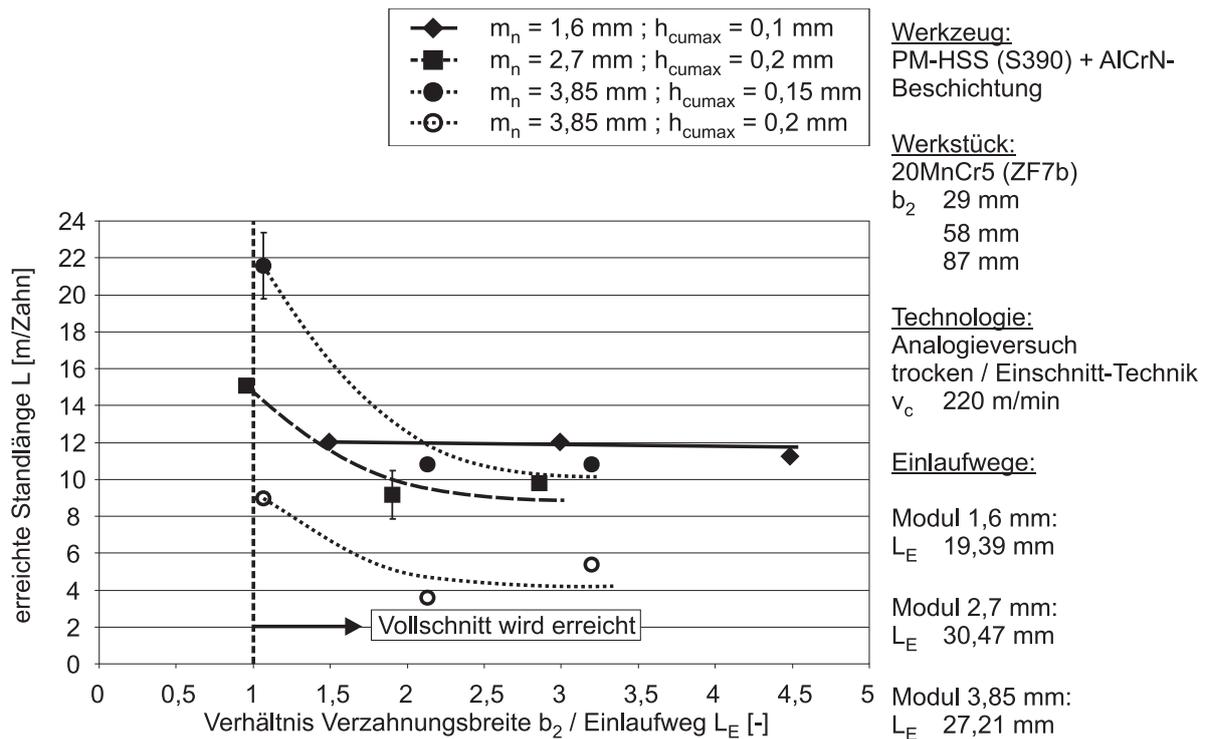
Werkstoff: ZF7b ; $v_c = 220 \text{ m/min}$; $h_{cumax} = 0,2 \text{ mm}$				
Modul m_n [mm] ; WZ-Profil	typ. Kolkverschleiß	typ. Freiflächenverschleiß		
		an den Flanken Fuß	AF EF Kopf	am Kopf
 1,6 				
 1,75 				
 2,7 				
 3,85 				

Bild 6-29: Verschleißausprägung

Bild 6-29 gibt einen Überblick über den typischen Verschleißzustand ausgewählter Schlagzähne in Abhängigkeit vom Modul zum Ende des Versuchs. Hier wird deutlich, dass sich der Verschleiß je nach Verzahnungsgeometrie unterschiedlich ausprägen kann. Eine genauere Analyse dieses Sachverhalts ist anhand der in Anlage 10.2 hinterlegten Daten möglich, soll aber hier nicht im Vordergrund stehen.

Bild 6-30 zeigt den Einfluss der Verzahnungsbreite, der nicht unerheblich ist. Die experimentell ermittelte Standlänge wurde hierbei als Funktion des Verhältnisses B/L_E (B-Verzahnungsbreite; L_E -Einlaufweg) dargestellt. Das Verhältnis B/L_E charakterisiert, ob und wie weit der Vollschnittbereich erreicht wird, was sich auf die Größe der Belastungskennwerte auswirkt.

Es zeigt sich, dass der Versuch mit dem fiktiven Zahnrad Modul 3,85 mm und mit einer maximalen Kopfspannungsdicke $h_{c_{\max}} = 0,15$ mm höhere Standlängen erzielt als erwartet. Die übrigen 3 Versuchspunkte bestätigen, dass mit zunehmendem Anteil des Vollschnittes an der Verzahnungsbreite die erreichbaren Standlängen konstant bleiben, also nicht weiter absinken. Die Ursache ist darin zu sehen, dass die Belastungskenngröße mittlere Schnittbogenlänge bezogen auf einen konkreten Verzahnungsfall mit zunehmender Verzahnungsbreite degressiv gegen einen konstanten Wert absinkt (vgl. **Bild 6-30**). Beim Modul 1,6 mm ist der zu erwartende Anstieg der Standlänge, der beim Verhältnis Verzahnungsbreite zu Einlaufweg von 1 zu erwarten ist, nicht darstellbar, da infolge der wesentlich geringeren Tauchtiefe dieses Verhältnis experimentell nicht erreicht werden konnte.

Bild 6-30: Ergebnis der Breitenvariation als Funktion des Verhältnisses B/L_E

Die erzielten Ergebnisse der Grundversuche als Funktion der primären Belastungskenngrößen sind in Bild 6-31 qualitativ dargestellt. Eine quantitative Darstellung ist in diesem Falle weniger deutlich in der Aussage, da sie von Störgrößen (z. B. der Wirkung der Spanablaufbehinderung) überlagert wird. So sinkt die Standlänge mit zunehmender Schnittbogenlänge. Dies resultiert daraus, dass wegen der mit zunehmender Schnittbogenlänge steigenden Aufheizzeit der Schneide der Verschleiß schneller voranschreitet. Mit zunehmender mittlerer Spannungsdicke nimmt der Verschleiß wegen der dadurch zunehmenden mechanischen Belastung ebenfalls zu. Dies gilt jedoch nicht für sehr kleine Spannungsdicken, da mit erhöhtem Verschleiß zu rechnen ist, wenn die Mindestspannungsdicke unterschritten wird. Mit zunehmender Aufschlagszahl pro Meter Standweg in Vorschubrichtung wurde ebenfalls eine Zunahme der Standlänge festgestellt. Dies resultiert daraus, dass die Aufschlagszahl in einem indirekt proportionalen Verhältnis zur mittleren Spannungsdicke steht.

Eine quantitative, das heißt formelmäßig handhabbare Betrachtungsweise ist aber für die weiteren Betrachtungen erforderlich. Deshalb wurde eine statistische Auswertung der Ergebnisse vorgenommen, wie im folgenden Abschnitt gezeigt wird.

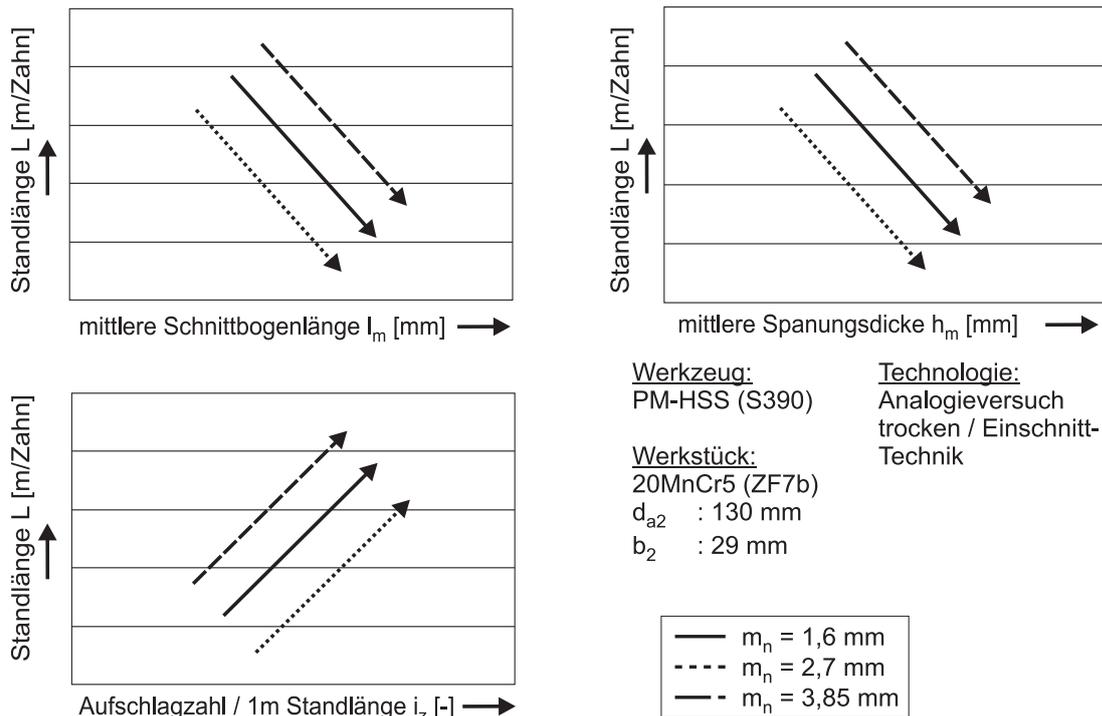


Bild 6-31: Qualitative Darstellung der Ergebnisse für ZF7b in Abhängigkeit von den primären Belastungskenngrößen

Mit dem Programm SPSS wurde eine nichtlineare Regressionsanalyse für die Gleichung 11 zur Berechnung der Standlänge mit allen verfügbaren Werten durchgeführt. Da die zulässige Verschleißgröße bei den Experimenten nicht exakt getroffen wurde, mussten die Werte auf eine Standlänge, die dem zulässigen Verschleiß entspricht, interpoliert werden. Wenige Werte wurden als Ausreißer nicht berücksichtigt. Die Koeffizienten der Gleichung 11 (Tabelle 6-9) wurden für die Werkstoff/Schneidstoff-Paarung 20MnCr5/S390+Schicht 1 ermittelt. Der Korrelationskoeffizient betrug 0,774. Ein Vergleich mit den gemessenen Werten ergab für die Basisverzahnung (S390+Schicht 1 gepaart mit ZF7b) eine durchschnittliche Abweichung von weniger als 15% zwischen den experimentell und rechnerisch ermittelten Standlängen. Dabei wurden die gemessenen (interpoliert ermittelten) Standlängen als Funktion der direkt aus SPARTApro ermittelten Kennwerte mittlere Spanungsdicke, mittlere Schnittbogenlänge und Zahl der Aufschläge verwendet.

Tabelle 6-9: Ergebnis der Regressionsanalyse 1

Koeffizient	Wert	Koeffizient	Wert
a0	0,245	a2	-0,030
a1	-0,766	a3	0,145

Zur Ermittlung des Einflusses der Spanablaufbehinderung wurden die verfügbaren Daten mittels verschiedener nichtlinearer Funktionsansätze einer Regressionsanalyse unterzogen. Folgender Funktionsansatz (Gleichung 15) unter Einbeziehung der prozentualen Anteile der Dreiflankenspäne (drei), der von Bouzakis definierten Spanklassen der Dreiflankenspäne (dreiK1, dreiK2, dreiK3, dreiK4), des prozentualen Anteils der Zweiflankenspäne, die an der auslaufenden Flanke wirksamen Verschleiß erzeugen (zweiw) und der durchschnittlichen sekundären Behinderung pro Span an der auslaufenden Flanke (sekwBa) lieferte ein gutes Ergebnis mit einem Bestimmtheitsmaß von 0,910:

$$L = a_0 \cdot h_m^{a_1} \cdot l_m^{a_2} \cdot l_z^{a_3} \cdot drei^{a_4} \cdot dreiK1^{a_5} \cdot dreiK2^{a_6} \cdot dreiK3^{a_7} \cdot dreiK4^{a_8} \cdot zweiw^{a_9} \cdot sekwBa^{a_{10}} \quad (15)$$

Es wurden alle Versuchspunkte einbezogen, für die sowohl Belastungskenngrößen als auch Spanablaufstatistiken vorlagen. [Tabelle 6-10](#) enthält die ermittelten Koeffizienten.

Tabelle 6-10: Ergebnis der Regressionsanalyse 2

Koeffizient	Wert	Koeffizient	Wert
a0	0,149	a6	-0,012
a1	0,535	a7	-0,061
a2	-0,892	a8	0,035
a3	1,155	a9	0,154
a4	0,418	a10	-1,028
a5	0,115	Bestimmtheitsmaß = 0,910.	

Ein Vergleich der berechneten Standlängen mit den gemessenen Werten ergab eine durchschnittliche Abweichung von weniger als 10%. Wird ein konkreter Fall mit den Varianten a (Funktionsansatz nur mit Belastungskenngrößen) und b (Funktionsansatz mit Belastungskenngrößen und Spanablaufstatistikgrößen) berechnet, ergibt sich als Quotient der berechneten Standlängen ein allerdings teilespezifischer Korrekturfaktor. Die Ermittlung eines allgemeingültigen Korrekturfaktors gibt der Stand der Technik derzeit nicht her.

Der Korrekturfaktor $K_{\text{Schlagzahn}}$ für die Umrechnung des Schlagzahnergebnisses auf das reale Wälzfräsen nach der Beziehung

$$L_{\text{real}} = L_{\text{Schlagzahn}} \cdot K_{\text{Schlagzahn}} \quad (16)$$

wurde für einen Realversuch mittels Kurzshiften bei einer Schnittgeschwindigkeit von 200 m/min im Vergleich mit mehreren vorliegenden Schlagzahnergebnissen zu 0,4 ermittelt. Der Wert von 0,4 entspricht auch der Angabe, die diesbezüglich innerhalb der Forschung anerkannt ist.

Zur Ermittlung des Korrekturfaktors für Schnittgeschwindigkeit und zur Berücksichtigung des Werkstoffeinflusses wurde das Versuchsprogramm entsprechend [Bild 6-32](#) erweitert.

Die Schnittgeschwindigkeit wurde für die Moduln 2,7 mm, 1,6 mm und 3,85 mm bis zu einer Standlängenuntergrenze des Schlagzahns (4 m/Zahn) bis zu einer Höhe von 280 m/min variiert.

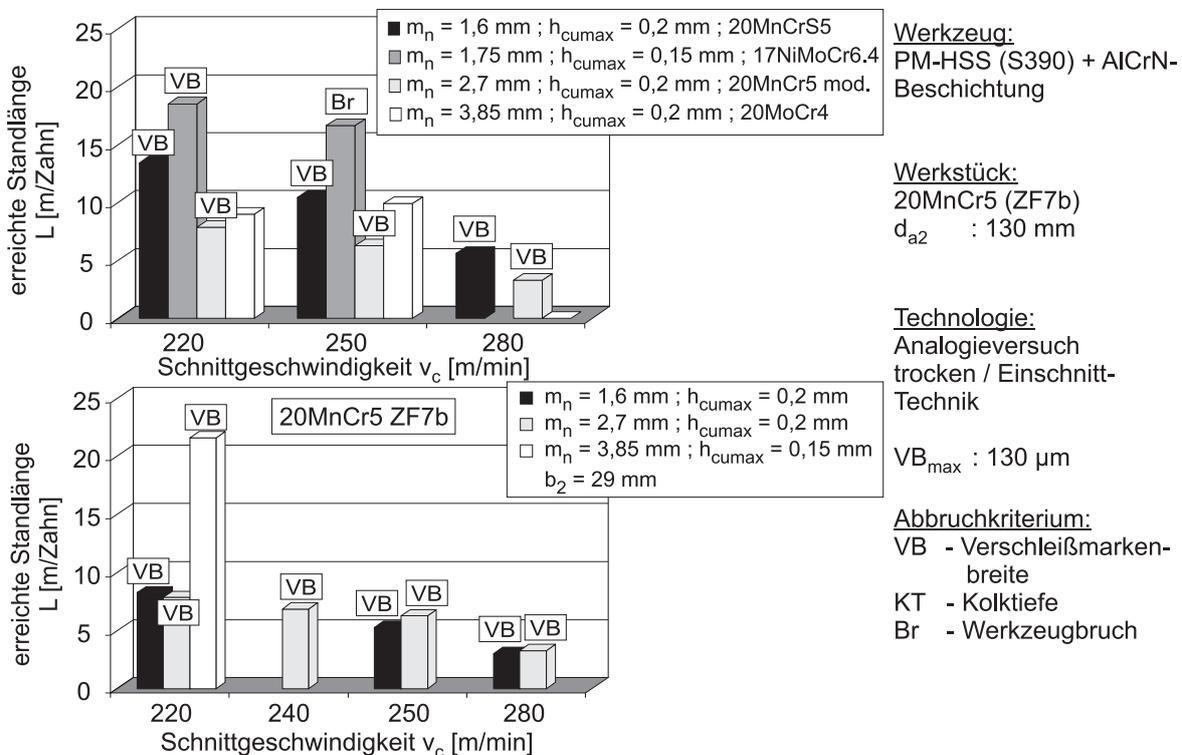


Bild 6-32: Erweiterte Versuchsmatrix

In [Bild 6-33](#) sind die Ergebnisse dieser Versuchsreihe für Modul 2,7 mm dargestellt. Ausgehend von der gewählten Basisschnittgeschwindigkeit von 220 m/min wurden für die Berechnung der Standlänge bei anderen Schnittgeschwindigkeiten Korrekturfaktoren ermittelt ([Tabelle 6-11](#)).

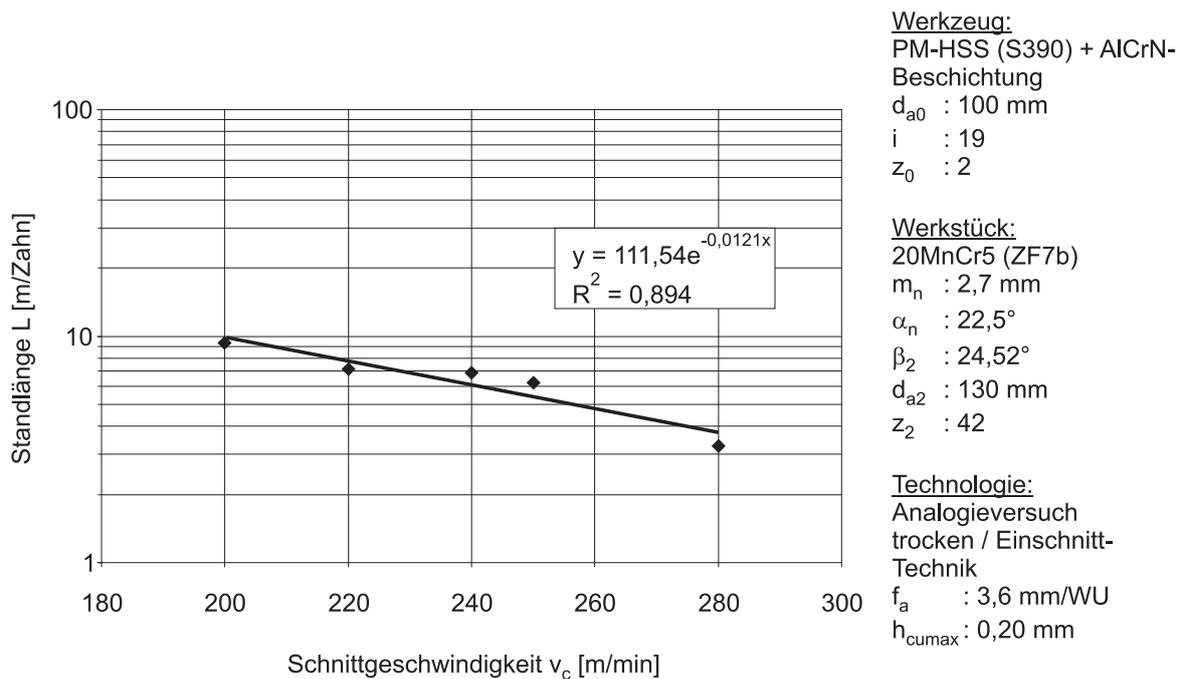


Bild 6-33: Variation der Schnittgeschwindigkeit bei Modul 2,7 mm

Tabelle 6-11: Korrekturfaktor für die Schnittgeschwindigkeit für ZF7b

Schnittgeschwindigkeit [m/min]	200	210	220	230	240	250	260	270	280
Faktor	1,27	1,13	1,00	0,89	0,79	0,7	0,62	0,55	0,48

Die Versuchspunkte des oberen Teils von Bild 6-32 dienen zur Ermittlung von (schnittgeschwindigkeitsabhängigen) Korrekturfaktoren für den Werkstoffeinfluss. Hierbei ist zu beachten, dass für jeden Werkstoff Rohlinge mit verschiedenen Abmessungen für Versuche zur Verfügung standen, es also nicht möglich war, alle Werkstoffe mit den gleichen Probenabmessungen (Rohlingsabmessungen) zu untersuchen und dann daraus durch direkten Vergleich die Korrekturfaktoren zu ermitteln. Es ergibt sich aber eine andere Möglichkeit, die nachfolgend erläutert wird. Diese Möglichkeit hat jedoch den Nachteil, dass experimentell ermittelte Werte mit rechnerisch ermittelten Werten verglichen werden müssen.

$$L_{\text{exp}} = L_{\text{rech}} \cdot F_{\text{Werkstoff}} \quad (17)$$

Tabelle 6-12: Daten zur Ermittlung des Werkstoff-Korrekturfaktors

Werkstoff	Versuch-Nr.	L_{real} [m/Zahn]	$L_{\text{rech}} (20\text{MnCr5})$ [m/Zahn]	Faktor
20MnCrS5	2.1.1	5,104	3,8	1,34
	2.1.2	4,836	2,8	1,73
	2.1.3	3,856	1,9	2,03
	2.1.4	2,308	1,3	1,78
Mittelwert:				1,72
20MoCr4E	2.3.1	0,7068	4,8	0,15
	2.3.3	3,2456	3,7	0,88
	2.3.4	3,138	3,4	0,92
	2.3.5	0,3476	2,5	0,14
	2.3.6	0,4068	2,4	0,17
Mittelwert:				0,45
17NiMoCr6.4	2.2.1	6,004	4,2	1,43
	2.2.2	6,692	3,9	1,72
	2.2.3	6,028	2,8	2,15
Mittelwert:				1,77

Alle Versuchspunkte der Werkstoffe 17NiMoCr 6.4, 20MnCrS5, und 20MoCr4 E, für die experimentell ermittelte Standlängen vorliegen, wurden für den Werkstoff 20MnCr5 (ZF7b) auf Basis der vorliegenden Berechnungsgleichungen rechnerische Standlängen ermittelt und miteinander verglichen. Der Quotient der jeweiligen Größen entsprechend [Tabelle 6-12](#) (Gleichung (17)) ergibt den Umrechnungsfaktor. Hierbei ist zu beachten, dass sich die Abweichungen der errechneten Standlängen mit dem Streubereichen der experimentell ermittelten Standlängen überlagern können. Diese Überlagerung bedingt einen Fehler, der durch Mittelwertbildung reduziert werden kann.

Die große Streuung der Werkstoff-Faktoren des Materials 20MoCr4E ist dadurch zu erklären, dass die dazugehörigen Verschleißwerte keine Mittelwerte darstellen. Die Schlagzahnversuche wurden entsprechend der Gangzahl der Originalwälzfräser dadurch wiederholt, dass die Zahl der gleichzeitig eingesetzten Schlagzähne der Gangzahl entspricht.

Die Beschränkung des zulässigen Verschleißes auf 130 μm lässt die Möglichkeit offen, bei Erhöhung dieses Wertes auf 150 μm eine höhere Standlänge zu erreichen. Für diesen Fall wurde ebenfalls ein Korrekturfaktor ($K_{\text{Verschleiß}} = 1,25$) ermittelt. Dazu wurden mehrere Versuchspunkte nicht nur bis 130 μm , sondern bis zu einem Verschleiß von 150 μm realisiert und deren Ergebnisse gemittelt. Das Bild 6-34 versteht sich als Beispiel für die Ermittlung eines Wertes für Modul 1,6 mm.

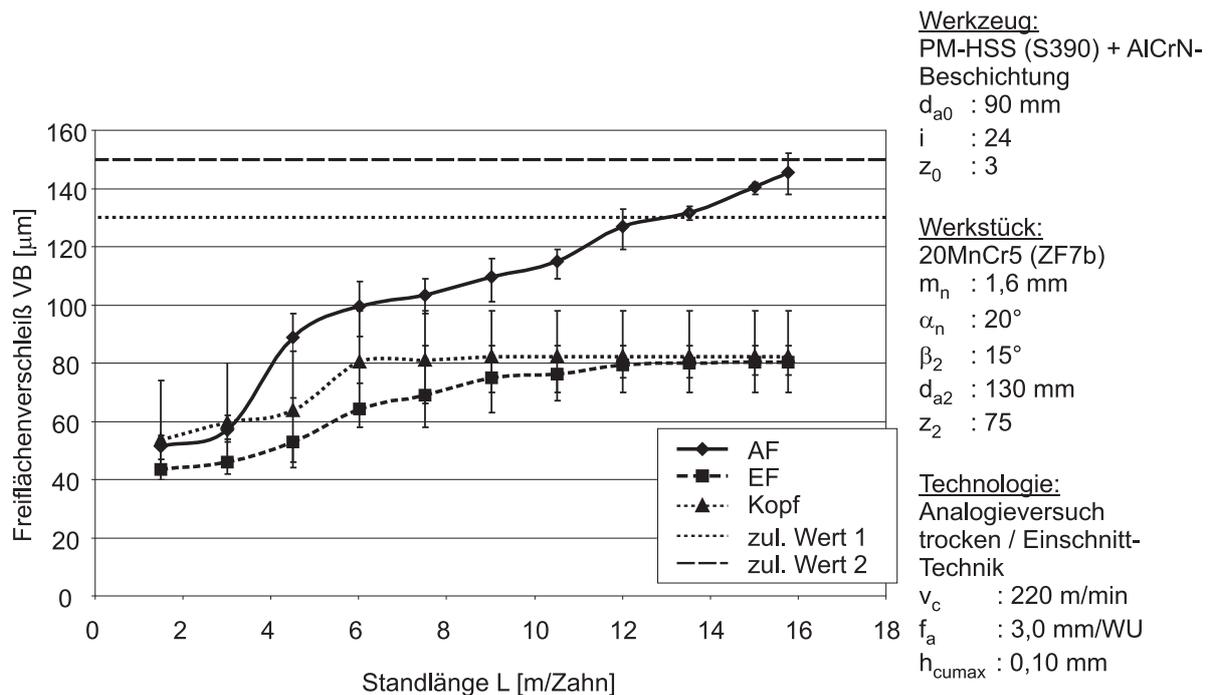


Bild 6-34: Versuchsergebnis zur Ermittlung des Korrekturfaktors Verschleiß

$$L_{150} = L_{130} \cdot K_{\text{Verschleiß}} \quad (18)$$

6.6 Bewertung der Experimente

Aus den Experimenten sollen direkt Ergebnisse und Schlussfolgerungen abgeleitet werden. Dazu wurde für die Schnittgeschwindigkeiten 220, 250 und 280 m/min der prozentuale Anteil der Versuche, bei denen eine Vorgabestandlänge übertroffen werden konnte, als Funktion des Werkstoffs untersucht (Bild 6-35). Es zeigt sich, dass insbesondere bei kleineren, aber noch wirtschaftlichen Standlängenvorgaben relativ hohe prozentuale Anteile erreicht werden. Das gilt natürlich insbesondere für den unteren Schnittgeschwindigkeitsbereich knapp über 200 m/min und mit Abstri-

chen auch noch für die Schnittgeschwindigkeit von 250 m/min. Die hohe Schnittgeschwindigkeit von 280 m/min ist kaum noch wirtschaftlich möglich. Dies bedeutet insgesamt, dass die Versuche im Sinne der Aufgabenstellung günstig verlaufen sind und deshalb für einen Teil der Bearbeitungsfälle gute Chancen für die erfolgreiche Realisierung hoher Schnittgeschwindigkeiten in der Praxis bestehen.

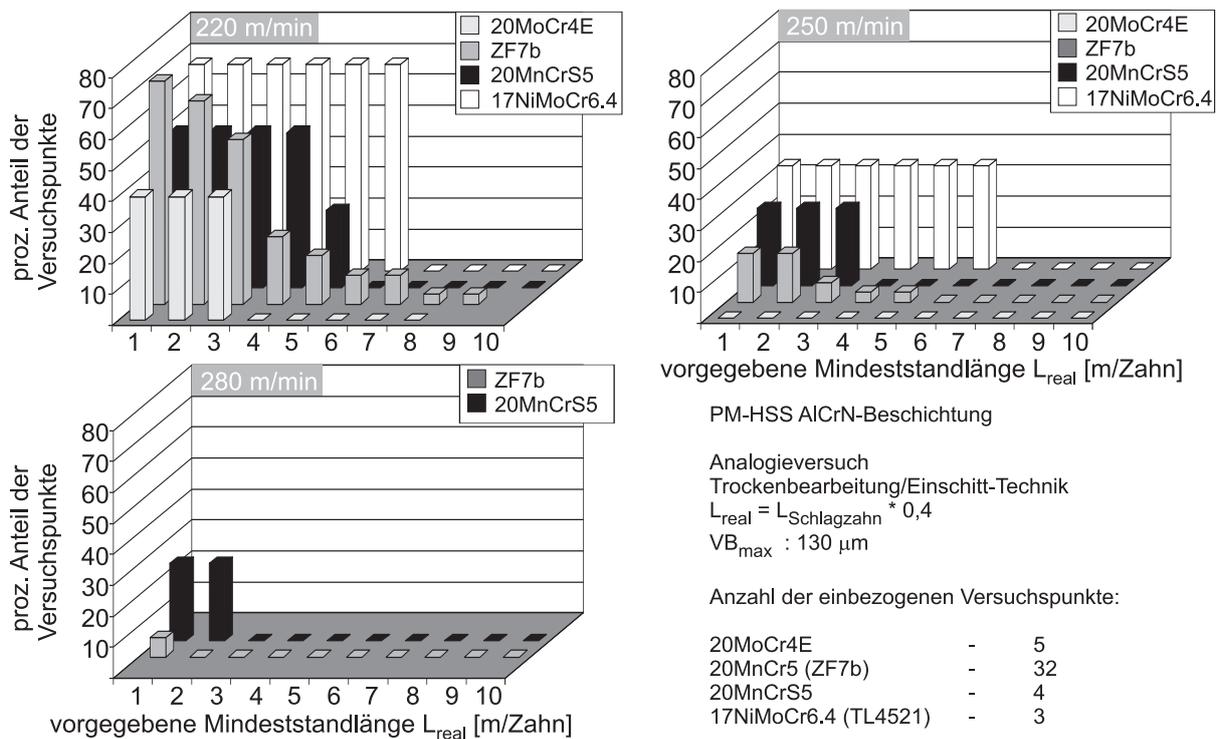


Bild 6-35: Anteil erfolgreicher Versuchspunkte als Funktion der vorgegebenen Standlänge

Eine weitere Bewertung der Experimente soll durch Bereichsbildung vorgenommen werden. Dabei werden die Parameter der Verzahnung, des Werkzeuges und der technologischen Arbeitswerte einbezogen, die nachweislich unmittelbar die Standlänge des Werkzeuges beeinflussen. Die gebildeten Bereiche beziehen sich auf den innerhalb der Arbeit betrachteten geometrischen Sektor und sind folglich nicht global, also unabhängig vom Definitionsbereich zu sehen. Die Bereichsgrenzen berücksichtigen den zu erwartenden Einfluss der Größe, für die der Bereich gebildet wurde und tragen subjektiven Charakter. Die Bereiche werden entsprechend [Tabelle 6-13](#) gebildet. In diese Bereiche werden nun die durchgeführten Experimente eingeordnet ([Tabelle 6-14](#)).

Tabelle 6-13: Übersicht über die vorgenommene Bereichsbildung

		klein	mittel	groß
Werkstückdaten	Abkürzungen	k	m	g
	Modul (m_n)	1,5 – 2,3 mm	>2,3 – 3,1 mm	3,1 – 4,0 mm
	Verzahnungsbreite (b_2)	<30 mm	30 – 60 mm	>60 mm
	Zähnezahl (z_2)	<25	≥ 25	
		Geradverzahnung	Schrägverzahnung	
	Abkürzung	gv	s	
	Schrägungswinkel (β_2)	0°	$\neq 0^\circ$	
		klein	mittel	groß
WZ-Daten	Abkürzungen	k	m	g
	Durchmesser (d_{a0})	<80 mm	80 – 110 mm	>110 mm
	eff. Stollenzahl i_{eff}	<9	9 – 18	>18
Technologie-daten	max. Kopfspanungsdicke (h_{cumax})	<0,17 mm		$\geq 0,17$ mm
	Schnittgeschwindigkeit (v_c)	<210 m/min	210 – 240 m/min	>240 m/min
	Realisierungschance	grün (+)	gelb (o)	rot (-)

Dabei zeigt sich, dass nicht alle vollkombinatorisch gebildeten Bereiche experimentell abgedeckt werden konnten. Dies resultiert in erster Linie daraus, dass die experimentelle Realisierung aller Kombinationen viele verschiedene Rohlinge erfordert hätte, was aus materiell technischen Gründen nicht realisierbar war. Darüber hinaus sind nicht alle möglichen Kombinationen technisch sinnvoll. Betrachtet man die Realisierungschancen im rechten Teil der [Tabelle 6-14](#), so wird anhand der experimentell erreichten Standlängen sofort deutlich, unter welchen Bedingungen sie besonders groß bzw. klein ist.

Tabelle 6-14: Einordnung und Bewertung der durchgeführten Experimente

Kombination-Nr.	Werkstückdaten			Versuchsdaten			Werkzeugdaten / Technologie				Realisierungschance			
	m_n	b_2	z_2	β_2	Vers.-Nr.	L_{schlag}	L_{real}	D_{a0}	i_{eff}	h_{cumax}	v_c	3 m/Zahn	5 m/Zahn	8 m/Zahn
Werkstoff ZF7b														
1	k	k	k	s								k.A.	k.A.	k.A.
2	k	k	k	g								k.A.	k.A.	k.A.
3	k	k	g	g								k.A.	k.A.	k.A.
4	k	k	g	s	1.1.1	2,52	1,008	m	k	g	m	-	-	-
					1.1.2	6,715	2,686			g	m	-	-	-
					1.1.3	8,892	3,5568			g	m	o	-	-
					1.1.4	8,405	3,362			m	m	o	-	-
					1.1.5	8,335	3,334			m	m	o	-	-
					1.1.6	12,84	5,136			m	m	+	o	-
					1.1.7	8,626	3,4504			m	m	o	-	-
					1.1.8	5,28	2,112			g	g	-	-	-
					1.1.9	3,05	1,22			g	g	-	-	-
5	k	m	g	s	3.1.1	12,34	4,936	m	k	m	+	o	-	
6	k	m	g	g							k.A.	k.A.	k.A.	
7	k	m	k	s							k.A.	k.A.	k.A.	
8	k	m	k	g							k.A.	k.A.	k.A.	
9	k	g	k	g							k.A.	k.A.	k.A.	
10	k	g	k	s							k.A.	k.A.	k.A.	
11	k	g	g	s	3.1.2	11,52	4,608	m	k	m	+	-	-	
12	k	g	g	g							k.A.	k.A.	k.A.	
13	m	k	k	s							k.A.	k.A.	k.A.	
14	m	k	k	g							k.A.	k.A.	k.A.	

Kombination-Nr.	Werkstückdaten			Versuchsdaten			Werkzeugdaten / Technologie				Realisierungschance				
	m_n	b_2	z_2	β_2	Vers.-Nr.	L_{schlag}	L_{real}	D_{a0}	i_{eff}	h_{cumax}	V_c	3 m/Zahn	5 m/Zahn	8 m/Zahn	
15					1.3.1	1,624	0,6496	m	k	g	m	-	-	-	
					1.3.2	7,735	3,094			g	m	m	o	-	-
					1.3.3	7,035	2,814			g	m	m	o	-	-
		k	g	s	1.3.4	7,22	2,888			m	m	m	o	-	-
					1.3.5	8,36	3,344			m	m	m	+	-	-
					1.3.6	10,456	4,1824			g	k	g	+	-	-
					1.3.7	5,891	2,3564			g	g	g	-	-	-
					1.3.8	3,135	1,254			g	g	g	-	-	-
16	m	k	g	g							k.A.	k.A.	k.A.	k.A.	
17	m	m	g	s	3.2.1	8,2295	3,2918	m	k	g	m	o	-	-	
18	m	m	k	g								k.A.	k.A.	k.A.	
19	m	m	k	s								k.A.	k.A.	k.A.	
20	m	m	g	g								k.A.	k.A.	k.A.	
21	m	g	k	s								k.A.	k.A.	k.A.	
22	m	g	k	g								k.A.	k.A.	k.A.	
23	m	g	g	s	3.2.3	9,253	3,7012	m	k	g	m	+	-	-	
24	m	g	g	g								k.A.	k.A.	k.A.	
25	g	k	g	g	1.4.1	1,35	0,54	m	m	g	m	-	-	-	
	g	k	g	g	1.4.2	8,99	3,596	m	m	g	m	+	-	-	
	g	k	g	g	1.4.3	23,81	9,524	m	m	m	m	+	+	+	
	g	k	g	g	1.4.5	13,33	5,332	m	m	m	m	+	o	-	
	g	k	g	g	1.4.6	19,741	7,8964	m	m	m	m	+	+	o	
	g	k	g	g	1.4.7	13,485	5,394	m	m	g	g	+	+	-	
	g	k	g	g	1.4.8	5,394	2,1576	m	m	g	g	-	-	-	
	g	k	g	g	1.4.9	9,661	3,8644	m	m	g	g	+	-	-	
26	g	k	g	s								k.A.	k.A.	k.A.	
27	g	k	k	g								k.A.	k.A.	k.A.	

Kombination-Nr.	Werkstückdaten			Versuchsdaten			Werkzeugdaten / Technologie				Realisierungschance			
	m _n	b ₂	z ₂	β ₂	Vers.-Nr.	L _{-schlag}	L _{real}	D _{a0}	i _{eff}	h _{cumax}	v _c	3 m/Zahn	5 m/Zahn	8 m/Zahn
28	g	k	k	s								k.A.	k.A.	k.A.
29	g	m	k	s								k.A.	k.A.	k.A.
30	g	m	k	g								k.A.	k.A.	k.A.
31	g	m	g	g	3.3.1	3,6	1,44	m	m	g	m	-	-	-
					3.3.3	9,78	3,912	m	m	m	+	-	-	-
32	g	m	g	s								k.A.	k.A.	k.A.
33	g	g	g	s								k.A.	k.A.	k.A.
34	g	g	k	s								k.A.	k.A.	k.A.
35	g	g	k	g								k.A.	k.A.	k.A.
36	g	g	g	g	3.3.2	5,4	2,16	m	m	g	m	-	-	-
					3.3.4	9,77	3,908	m	m	m	+	-	-	-

Werkstoff 20MnCrS5

4	k	k	g	s	2.1.1	12,76	5,104	m	k	m	m	+	+	0	
					2.1.2	12,09	4,836	m	k	g	m	m	m	+	-
					2.1.3	9,64	3,856	m	k	g	g	g	g	+	-
					2.1.4	5,77	2,308	m	k	g	g	g	g	-	-

Werkstoff 20MoCr4E

30	g	m	k	g	2.3.1	1,767	0,7068	m	m	m	m	-	-	-
					2.3.3	8,114	3,2456	m	m	g	m	m	+	-
					2.3.4	7,845	3,138	m	m	g	m	m	0	-
					2.3.5	0,869	0,3476	m	m	g	g	g	-	-
					2.3.6	1,017	0,4068	m	m	g	g	g	-	-

Werkstoff 17NiMoCr 6.4

4	k	k	g	s	2.2.1	15,01	6,004	m	k	k	m	+	+	-
					2.2.2	16,73	6,692	m	k	k	m	m	+	-
					2.2.3	15,07	6,028	m	k	k	g	g	+	+

6.7 Vergleich der verwendeten Schicht mit einer Industriestandard-Schicht

Da es sich bei der eingesetzten Hartstoffbeschichtung Schicht 1 um eine Neuentwicklung handelte, wurde ein Vergleich mit einer marktüblichen Schicht (Schicht 2) bzw. deren Weiterentwicklung (Schicht 2a) notwendig. Für diesen Schichtvergleich wurde ebenfalls der Schlagzahnalogieversuch angewandt. Die Daten der Paarung von Werkstück und Werkzeug der Versuche sind in [Tabelle 6-15](#) aufgeführt.

Tabelle 6-15: Verzahnungsdaten zum Schichtvergleich

Werkstück	Modul m_n [mm]	2,7
	Zähnezahl z_2 [-]	42
	Schrägungswinkel β_2 [°]	24,52
	Eingriffswinkel α_n [°]	22,5
	Verzahnungsbreite b_2 [mm]	29
	Kopfkreisdurchmesser d_{a2} [mm]	130
Werkzeug	Schneidstoff	PM-HSS, beschichtet
	Außendurchmesser d_{a0} [mm]	100
	Gangzahl z_0 [-]	2
	Stollenzahl i [-]	19
Technologie	Maschine	Pfauter P200
		Analogieversuch
		Gleichlaufräsen, trocken
	Axialvorschub f_a [mm/WU]	3,6

Da der für den Versuch verwendete Schlagzahnhalter, aufgrund der 2-Gängigkeit des Realwerkzeuges, das zu simulieren war, über zwei Schlagzahnpositionen verfügt, konnten die zu vergleichenden Schichten jeweils gleichzeitig eingesetzt werden. D. h. der Halter wurde jeweils mit einem Zahn, beschichtet mit Schicht 1 und einem weiteren Zahn, beschichtet mit Schicht 2 bzw. Schicht 2a, bestückt ([Bild 6-36](#) rechts). Dies ermöglicht eine sehr gute Vergleichbarkeit beider Schichten, da sie unter völlig

identischen Bedingungen eingesetzt werden konnten. Da die Werkstückzähnezahl geradzahlig gewählt wurde, konnte auch eine gegenseitige Beeinflussung der Zähne (denkbar durch Fertigungsungenauigkeiten des Schlagzahnhalters) ausgeschlossen werden. Die Auskraglänge der Schlagzähne wurde jeweils konstant gehalten, damit beide Werkzeuge die gleiche wirksame Tauchtiefe erhalten. Wie durch Messungen am Zahnrad nachgewiesen werden konnte, sind die Erodierungen der Schlagzahn-aufnahmen so exakt ausgeführt, dass kein Verkippen der Schlagzähne im gespannten Zustand auftritt. Ein möglicher Einfluss der Spannung wurde zusätzlich dadurch ausgeschlossen, dass ein alternierender Wechsel der Halterposition erfolgte.

Zur Erreichung einer dem Wälzfräsen entsprechenden Schichtverteilung auf dem Schlagzahn wurde ein Wälzfräser zum Beschichtungshalter umgebaut ([Bild 6-36](#) links).

Entsprechend der Aufgabenstellung war der Schnittgeschwindigkeitsbereich von 200 bis 300 m/min für den Vergleich interessant. Es wurden 3 Versuche mit den Geschwindigkeiten von 220, 250 und 280 m/min durchgeführt. Jeder Versuch wurde einmal wiederholt. Die Versuche wurden in regelmäßigen Abständen unterbrochen, um den Verschleißzustand der Schlagzähne mit Hilfe eines Lichtmikroskops zu bestimmen. Nach Erreichen des Verschleißkriteriums wurde der aufgetretene Kolkverschleiß mit einem Streifenlichtmikroskop vermessen. Ebenfalls wurden Aufnahmen der Spanflächen und der Freiflächen an der ein- und auslaufenden Flanke gemacht.

Der Kopfverschleiß spielte eine untergeordnete Rolle, wurde aber sicherheitshalber überwacht.

Als Verschleißkriterium wurden wiederum 130 μm maximale Verschleißmarkenbreite festgelegt. Das Kriterium bezieht sich sowohl auf abrasiven Freiflächenverschleiß als auch auf eventuelle Ausbrüche bzw. untypischen Verschleiß. Der Versuch wurde beendet, wenn einer von den beiden Zähnen das Verschleißkriterium erreichte. Während Schicht 1 überwiegend einen „normalen“ Verschleißverlauf zeigte ([Bild 6-37](#)), war bei der Schicht 2 der Verschleißverlauf teilweise untypisch. Es trat z. B. starker Verschleiß am Zahnfuß auf.

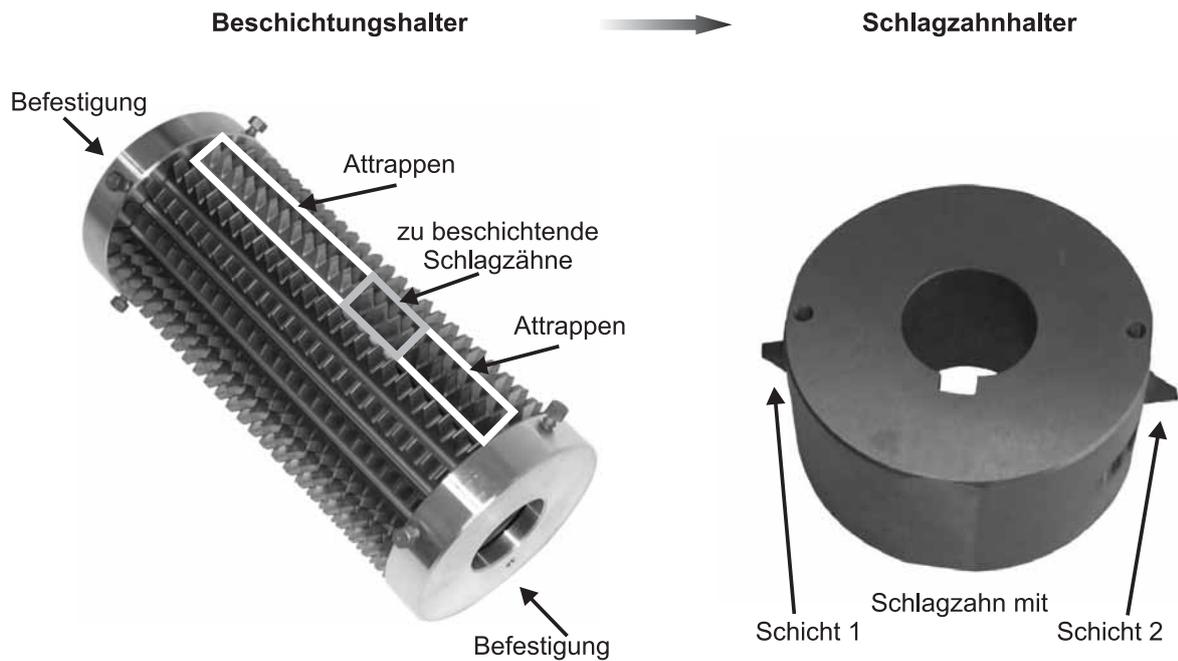
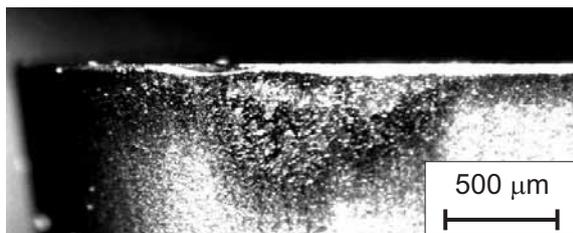
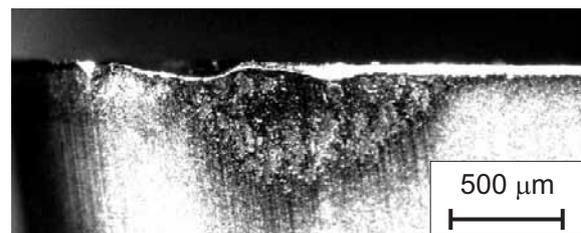


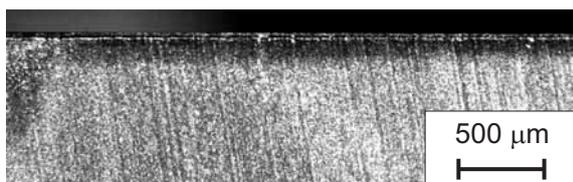
Bild 6-36: Ansicht von Schlagzahnhalter und Beschichtungshalter



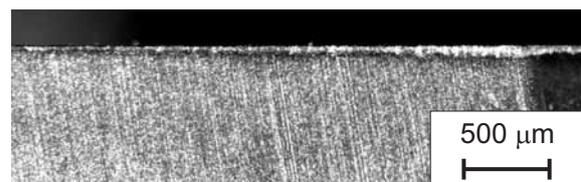
Beschichtung 1 Kopf / auslaufende Flanke



Beschichtung 2 Kopf / auslaufende Flanke



Beschichtung 1 Fuß / auslaufende Flanke



Beschichtung 2 Fuß / auslaufende Flanke

Bild 6-37: Beispiele für einen „normalen“ Verschleißverlauf (Freiflächenansichten; Schnittgeschwindigkeit 220 m/min)

Bild 6-38 bis Bild 6-40 machen sichtbar, dass die Schicht 1 der Schicht 2 deutlich überlegen ist.

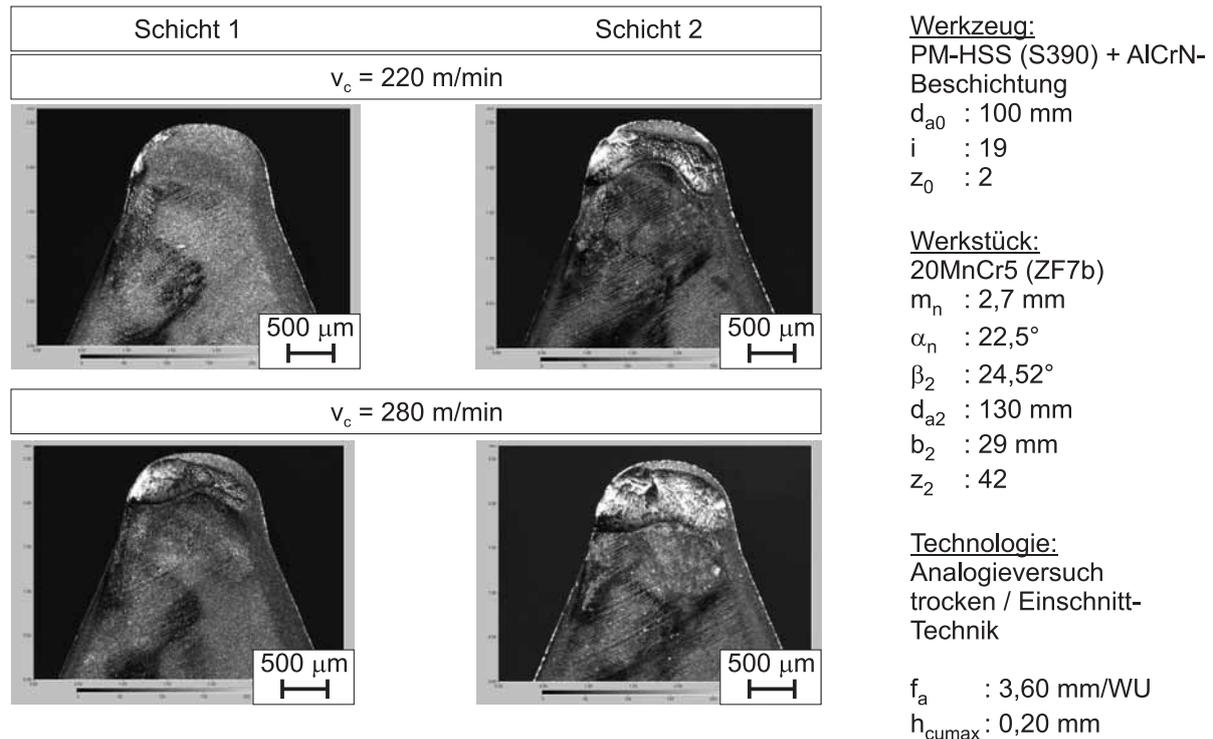


Bild 6-38: Verschleißbilder der Spanflächen im Vergleich

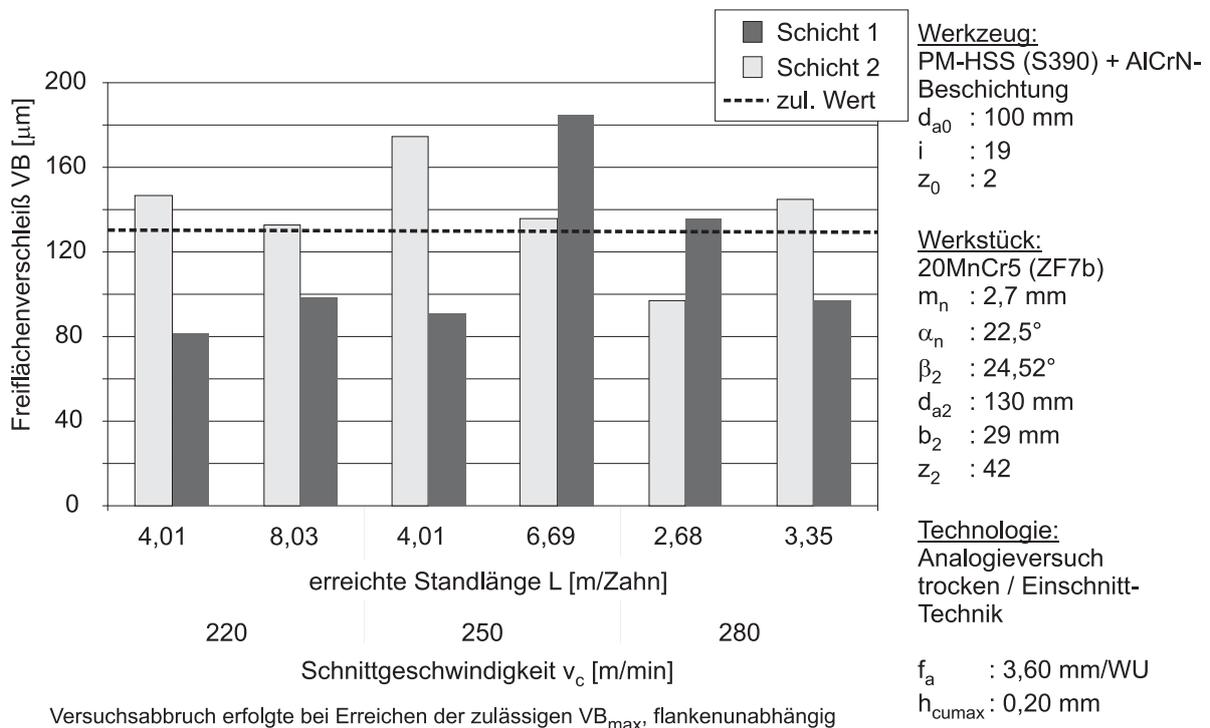


Bild 6-39: Vergleich des Freiflächenverschleißes der Versuchsschichten 1 und 2

Bezüglich der Kolktiefe weist Schicht 1 das eindeutig günstigere Verhalten auf. Die Auskolkung setzt bei Schicht 1, im Vergleich zu Schicht 2, später ein und ist generell

weniger ausgeprägt. Dies ist dahingehend von Vorteil, da die durch den Kolkverschleiß entstehende Lippe bei Schicht 1 dicker (und somit stabiler), als bei Schicht 2 ist. Bild 6-38 zeigt exemplarisch die Spanflächen der Schlagzähne zweier Versuchspunkte nach Versuchsende. Es ist deutlich zu erkennen, dass bei Schicht 2 die Kolklippe schmaler ausgebildet ist als bei Schicht 1. Durch die schmalere Kolklippe besteht die Gefahr des Kolkklippenabbruchs, der unter Umständen zum Totalausfall des Werkzeugs führen kann. Dieses aufgetretene Phänomen kann momentan nicht erklärt werden.

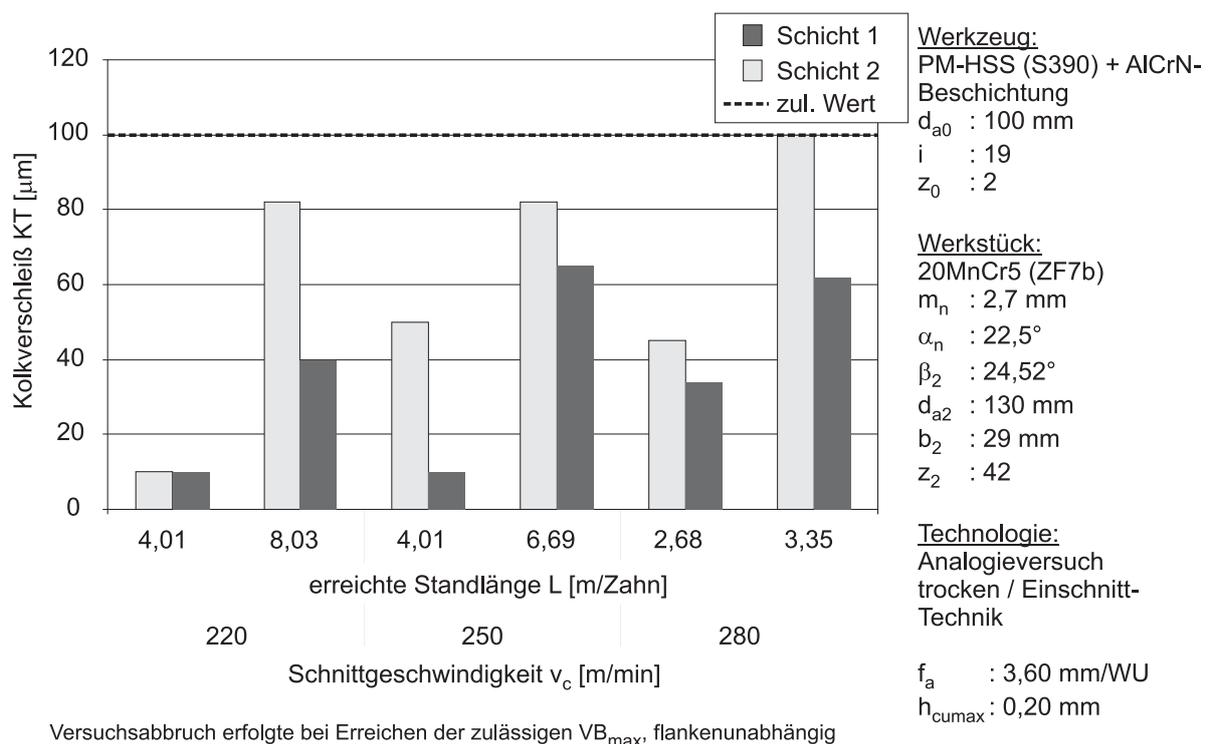
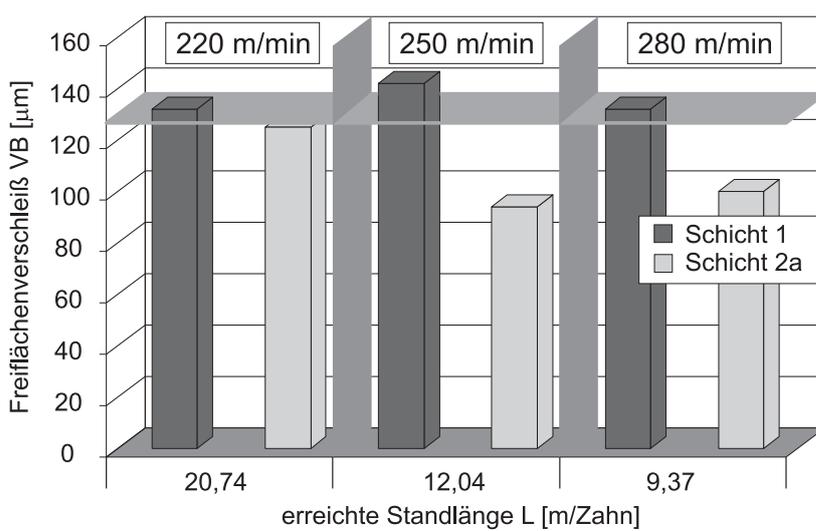


Bild 6-40: Vergleich der Kolktiefe der Versuchsschichten 1 und 2

Insgesamt muss nach den vorliegenden Ergebnissen eingeschätzt werden, dass Schicht 1 für den untersuchten Schnittgeschwindigkeitsbereich und damit für das Vorhaben besser geeignet ist als Schicht 2.

Zeitlich versetzt zum vorherigen Vergleich wurde ein weiterer Schichtvergleich vorgenommen. Die Schicht 1 wurde mit der Schicht 2a verglichen. Beide Schichten zeigten sich gegenüber dem 1. Schichtvergleich verbessert. Während sie bei einer Schnittgeschwindigkeit von 220 m/min annähernd gleichwertig abschnitten, war diesmal die Schicht 2a bei höheren Schnittgeschwindigkeiten leistungsfähiger (Bild 6-41)



Werkzeug:
 PM-HSS (S390) + AlCrN-Beschichtung
 d_{a0} : 100 mm
 i : 19
 z_0 : 2

Werkstück:
 20MnCr5 (ZF7b)
 m_n : 2,7 mm
 α_n : 22,5°
 β_2 : 24,52°
 d_{a2} : 130 mm
 b_2 : 29 mm
 z_2 : 42

Technologie:
 Analogieversuch
 trocken / Einschnitt-Technik

Versuchsabbruch erfolgte bei Erreichen der zulässigen VB_{max} , flankenunabhängig

2009		2010	
Schicht 2	Schicht 1	Schicht 2a	Schicht 1
0 (Referenz)	+	+++	++

f_a : 3,60 mm/WU
 h_{cumax} : 0,20 mm

Bild 6-41: Ergebnisse des zweiten Schichtvergleiches

6.8 Richtwertempfehlung

6.8.1 Grobstruktur

Um die Ergebnisse in der Praxis besser umsetzen zu können, wurde ein Excel-Tabellenblatt entwickelt. Es wurde dabei von folgendem in Bild 6-42 dargestellten Globalalgorithmus ausgegangen.

Kernstück der Lösung ist dabei das Funktionalgleichungssystem entsprechend Gleichung 19.

$$L = f(h_m, l_m, i_z) \cdot K_{Schlagzahn} \cdot K_{Schnittgeschwindigkeit} \cdot K_{Werkstoff} \cdot K_{Verschleiß} \cdot K_{Spanablauf} \quad (19)$$

mit $h_m, l_m, i_z = f(\text{Geometrie, Axialvorschub})$

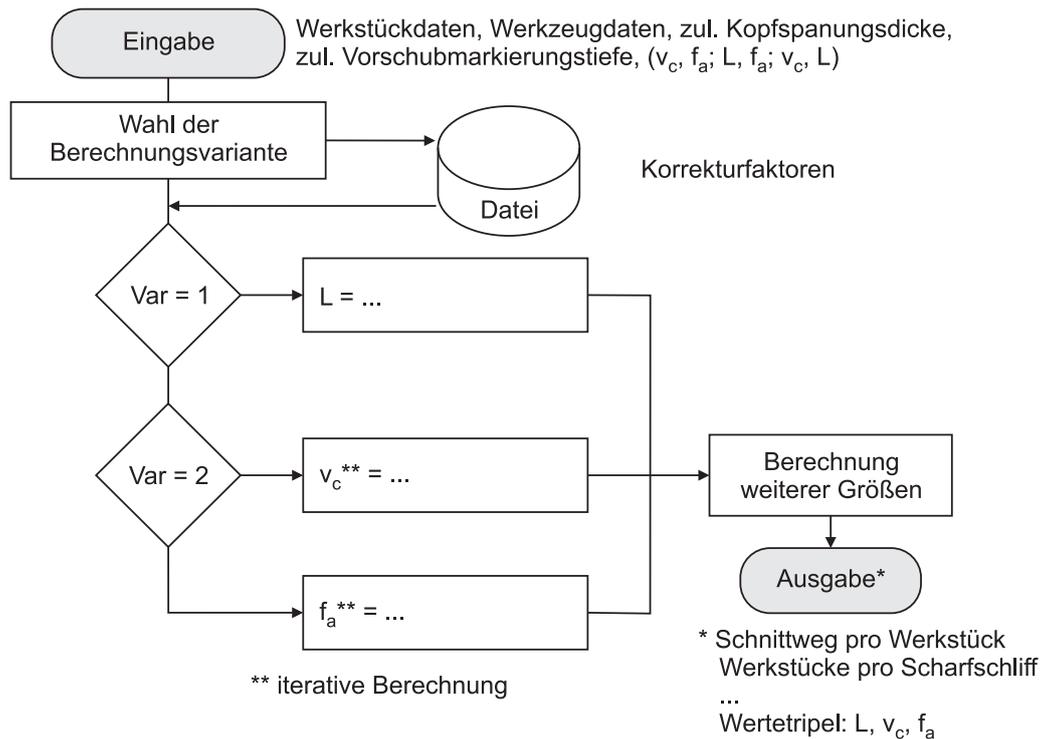


Bild 6-42: Globalalgorithmus der Lösung

In der Gleichung 19 werden Kennwertermittlung aus geometrisch kinematischen Größen, empirisch ermittelte Verschleiß/Standlängenbeziehungen und experimentell ermittelte Korrekturfaktoren zusammengeführt. Entsprechend der Aufgabenstellung steht dabei die Wirkung geometrisch/kinematischer Einflüsse im Mittelpunkt. Dieses Gleichungssystem wird in drei verschiedenen Varianten eingesetzt:

- Variante 1: Axialvorschub und Schnittgeschwindigkeit vorgegeben und Standlänge gesucht,
- Variante 2: Axialvorschub und Standlänge vorgegeben und Schnittgeschwindigkeit gesucht,
- Variante 3: Standlänge und Schnittgeschwindigkeit vorgegeben und Axialvorschub gesucht.

Nachfolgend soll ein Überblick über die zu erwartende Genauigkeit der Ergebnisse gegeben werden (Bild 6-43). Dabei wird in drei Nutzungs-Fälle unterschieden:

Fall 1: Die Standlänge wird in Abhängigkeit von den ermittelten Belastungskenngrößen ermittelt (Balken links im Diagramm angeordnet). Es sind keine SPARTApro-Rechnungen erforderlich.

Fall 2: Die Standlänge wird in Abhängigkeit von den ermittelten Belastungskenngrößen ermittelt. Zusätzlich wird die Spanablaufbehinderung berücksichtigt (Balken mittig im Diagramm angeordnet). Es sind SPARTApro-Rechnungen erforderlich.

Fall 3: Die Standlänge wird in Abhängigkeit von den von SPARTApro ermittelten Belastungskenngrößen (unter Nachschaltung des Hilfsprogramms SPAkenn) ermittelt. Zusätzlich wird die Spanablaufbehinderung berücksichtigt (Balken rechts im Diagramm angeordnet). Es sind SPARTApro-Rechnungen erforderlich.

Die dünne Linie steht für die Spannweite, der Balken jeweils für den Mittelwert der Größen.

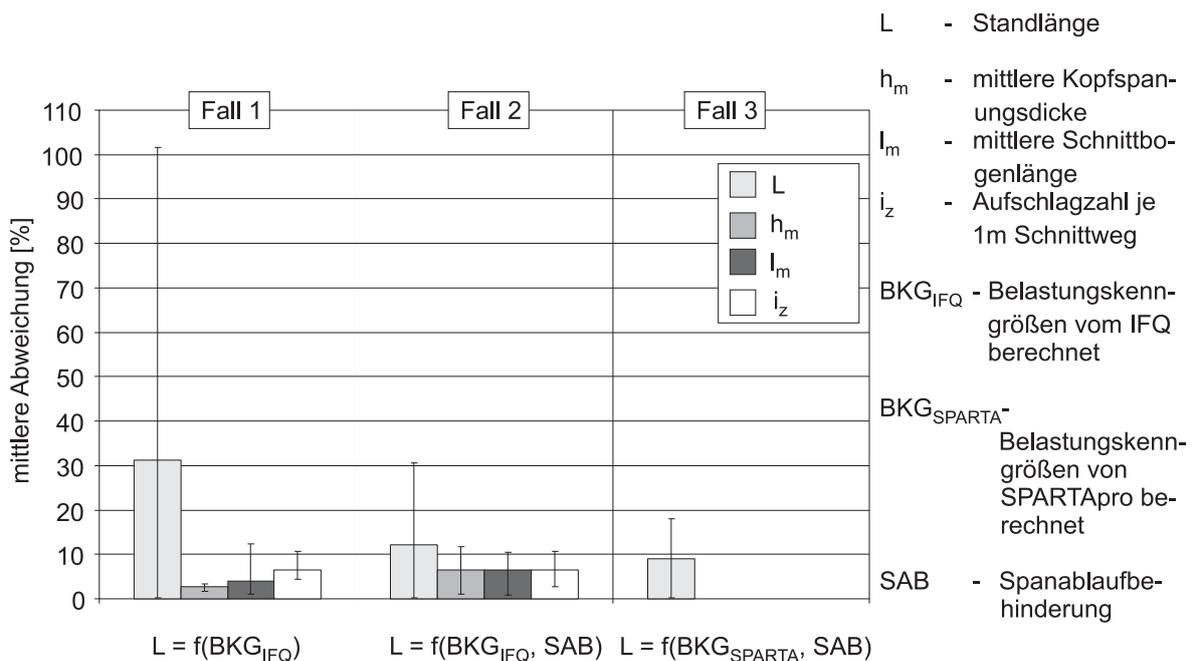


Bild 6-43: Genauigkeit der Ergebnisse

Bei diesen Größenangaben darf jedoch nicht vergessen werden, dass sich die Ergebnisse vordergründig nur auf die konkret zur Verfügung stehenden Werkzeugeigenschaften (Substrat und Schicht) beziehen können. Schwankungen in den Eigenschaften dieser Merkmale führen zu Streuungserhöhungen. Gleiches gilt für Ungenauigkeiten in den Umrechnungsfaktoren sowie für schwankende Werkstoffeigenschaften hinsichtlich der Zerspanbarkeit.

6.8.2 Beschreibung des Tabellenblatts

Hinweise zur allgemeinen Bedienung dieses Tabellenblatts sind Anlage 10.9 zu entnehmen.

Nach dem Programmstart erscheint die Eingabemaske (Anlage 10.10, Bild 1) des Tabellenblatts RIWERA. Es besteht nun die Möglichkeit, Daten einzugeben. Weiterhin kann „Zu den Faktoren“ verzweigt werden. Diese Verzweigung des Tabellenblattes wird weiter unten erläutert. Das Tabellenblatt 1 unterscheidet in Pflicht- und Wahleingaben. Wird die Dateneingabe vorgenommen, sind zuerst die Kopfdaten, die zur Identifikation nötig sind, einzugeben. Das Datum aktualisiert sich automatisch.

Danach können die Werkstückdaten eingegeben werden. Für die Eingabe des Werkstoffs wird eine Hilfe angeboten. Dort sind alle abgespeicherten Werkstoffe hinterlegt. Danach werden die Verzahnungsdaten eingegeben. Das Tabellenblatt zeigt die Grenzen der jeweils einzugebenden Werte an und verhindert die Eingabe von Größen, die außerhalb des Definitionsbereichs liegen. In ähnlicher Weise können die Werkzeugdaten eingegeben werden. Dabei wird entweder der Steigungswinkel oder die Steigungshöhe des Wälzfräasers eingegeben. Werkstück- und Werkzeugdaten sind betrieblich ohne weiteres verfügbar, wodurch sich die Datenbereitstellung unkompliziert gestaltet. Mit den Vorgaben maximale Kopfspannungsdicke und zul. Vorschubmarkierungstiefe werden die Voraussetzungen zur sinnvollen Vorschubbegrenzung geschaffen. Bei der Eingabe der zulässigen Verschleißmarkenbreite kann zwischen 130 und 150 μm gewählt werden. Die Eingabemöglichkeit „Leistungsaufschlag für neue Hartstoffschicht“ schafft eine direkte und unkomplizierte Möglichkeit der Berechnungsanpassung an neue, verbesserte Werkzeugeigenschaften. Durch drücken des Schalters „Weiter“ wird Tabellenblatt 1 verlassen und zu Blatt 2 (Anlage 10.10) verzweigt.

Dort wird der berechnete zulässige Axialvorschub angezeigt. Für die weitere Berechnung der Ergebnisse können nun drei Varianten realisiert werden. Dabei können von den drei Größen Schnittgeschwindigkeit, Axialvorschub und Standlängenvorgabe jeweils zwei vorgegeben werden. Für die Eingabe der Schnittgeschwindigkeit ist eine Hilfe eingearbeitet. Der einzugebende Vorschubwert ist auf den maximal zulässigen Wert begrenzt.

Die Spanablaufbehinderung kann entsprechend des Erkenntnisstandes berücksichtigt werden. Dazu ist es notwendig, weitere Daten einzugeben (siehe Fenster mit Zu-

satzeingabemöglichkeit). Dies setzt allerdings die Kenntnis von Daten voraus, die erst mit dem Hilfsprogramm STATISTIKANALYSE ermittelt werden müssen (vgl. Abschnitt 6.5 und Anlage 10.6). Das Programm STATISTIKANALYSE greift auf Ergebnisse des Programms SPARTApro zu, setzt also die Ergebnisse eines Rechnerlaufs von SPARTApro voraus. Rechentechnische Voraussetzung für einen erfolgreichen Lauf des Programm STATISTIKANALYSE ist, dass alle verfügbaren Spandaten, die durch einen SPARTApro-Rechnerlauf erzeugt werden, in einem Verzeichnis stehen und in dieses Verzeichnis die SPARTApro-Ausgabedatei 1_AUSGABE.DAT das Programm STATISTIKANALYSE.EXE kopiert werden. Voraussetzung für einen erfolgreichen Rechnerlauf des Programms STATISTIKANALYSE ist weiterhin, dass die Datei 1_AUSGABE.DAT fehlerfrei gelesen werden kann. Da SPARTApro derzeit immer noch weiterentwickelt wird, kann es zu Änderungen in der Datei 1_AUSGABE.DAT kommen, was unter Umständen eine rechentechnische Anpassung des Programms STATISTIKANALYSE erforderlich macht.

Obwohl die externe Ermittlung von Belastungskenngrößen die Nutzung von RIWERA auch ohne SPARTApro-Rechnung möglich macht, bringt die Verwendung der original durch Nutzung von SPARTApro ermittelten Kennwerte einen Genauigkeitszuwachs und damit eine Ergebnisverbesserung (vgl. Bild 6-43). Deshalb wurde auch die Möglichkeit geschaffen, diese genaueren Werte einzugeben. Zu ihrer Ermittlung macht sich ein Rechnerlauf des Hilfsprogramms SPAkenn erforderlich. Dazu müssen die Dateien 1_KENNGES.CSV und 1_AUSGABE.DAT mit dem Hilfsprogramm SPAkenn.EXE in einem Verzeichnis stehen. Hinsichtlich möglicher entwicklungsbedingter Veränderungen der Datei 1_AUSGABE.DAT gilt das gleiche wie beim Programm STATISTIKANALYSE.

Durch Drücken des Schalters „Berechnen“ wird die Berechnung gestartet. Das Tabellenblatt berechnet jeweils die dritte (nicht vorgegebene) Größe und bestimmt eine Realisierungschance für die Kombination der Wertetripel. Weiterhin werden die maximale Ist-Kopfspannungsdicke und die berechnete Vorschubmarkierungstiefe ausgegeben. Darüber hinaus werden verschiedene Zusatzinformationen berechnet und ausgegeben (vgl. Anlage 10.10, Tabellenblatt 2). Die verwendeten Faktoren werden protokolliert. Das Ergebnis kann gedruckt werden.

Wird „Zu den Faktoren“ verzweigt, öffnet sich das Tabellenblatt RIWERA-Faktoren (Anlage 10.10, Faktoren). Das Tabellenblatt zeigt alle Korrekturfaktoren, die verwen-

det werden, an. Dies betrifft den Faktor für Schnittgeschwindigkeit, für den Werkstoff, für den zulässigen Verschleiß und für die Umrechnung zwischen Schlagzahnversuch und dem realen Wälzfräsen. Der Blattaufbau gestattet, jeden Faktor zu aktualisieren. Dabei bleibt der ursprüngliche Wert sichtbar und kann jederzeit wieder in Kraft gesetzt werden.

Die Anlage 10.10 enthält ein Lösungsbeispiel. Dafür wurde das Werkstück des Anwenders 1 verwendet. Berechnet wurde die erwartbare Standlänge bei der Vorgabe des betriebsüblichen Axialvorschubes von 3,6 mm/WU (max. Kopfspanungsdicke: 0,2 mm) und einer Schnittgeschwindigkeit von 220 m/min. Es wurde in die beiden Varianten ohne und mit Berücksichtigung der Spanablaufbehinderung unterschieden. Ohne Berücksichtigung der Spanablaufbehinderung wurde ein Standlängenwert pro Zahn von 2,8 und mit Berücksichtigung der Spanablaufbehinderung ein Wert von 4,6 m/Zahn ermittelt. Die Realisierungschance wurde jeweils als „mittel“ eingeschätzt.

Das elektronische Tabellenblatt RIWERA kann durch den Nutzer durch Änderung der Faktoren angepasst werden. Weiterhin ist es möglich, für neue/veränderte Hartstoffschichten einen Leistungsaufschlag bzw. auch -abschlag einzugeben.

6.9 Ergebnisse der Industrieerprobung

6.9.1 Übersicht über die durchgeführten Praxisversuche

Eine Industrieerprobung konnte in drei Unternehmen der deutschen Verzahnungsindustrie vor Ort durchgeführt werden. Die Erprobung am Werkstück des Anwenders 1 wurde im Versuchsfeld des IFQ vorgenommen. Bild 6-44 enthält die wichtigsten Versuchsdaten. Anlage 10.8 enthält die Erprobungsprotokolle.

Aufstellung der durchgeführten Realversuche

	Geometrie		Technologie	
			Ist-Stand	Versuch
	Anwender 1		Werkzeug	
	Modul m_n [mm]:	2,7	S390 / Schicht 2a	S390 / Schicht 1
	Zähnezahl z_2 [-]:	41	v_c [m/min]:	170
	Schrg.-w. β_2 [°]:	24,52	f_a [mm/WU]:	3,6
		Bearbeitung [-]:	trocken	trocken
	Anwender 2		Werkzeug	
	Modul m_n [mm]:	1,6	S390 / Schicht 2a	S390 / Schicht 1
	Zähnezahl z_2 [-]:	45	v_c [m/min]:	170
	Schrg.-w. β_2 [°]:	15	f_a [mm/WU]:	2,50
		Bearbeitung [-]:	nass	trocken
	Anwender 3		Werkzeug	
	Modul m_n [mm]:	1,75	S390 / AlTiN	S390 / Schicht 1
	Zähnezahl z_2 [-]:	41 / 37	v_c [m/min]:	180
	Schrg.-w. β_2 [°]:	31,5 / 32,75	f_a [mm/WU]:	3,0
		Bearbeitung [-]:	trocken	trocken
	Anwender 5		Werkzeug	
	Modul m_n [mm]:	2,5	ASP 30 / TiAlN	S390 / Schicht 1
	Zähnezahl z_2 [-]:	29	v_c [m/min]:	70
	Schrg.-w. β_2 [°]:	0	f_a [mm/WU]:	3,0
		Bearbeitung [-]:	nass	trocken

Bild 6-44: Übersicht der Versuchsdaten

Bei Anwender 2 wurden 560 Werkstücke gefräst. Dies entsprach einer Standlänge pro Zahn von 2,7 m. Der Versuch wurde beendet, um einer Beschädigung des Werkzeuges mit Sicherheit vorzubeugen, da „vor Ort“ keine exakte Möglichkeit zur Verschleißmessung gegeben war. Die durchgeführten Messungen ergaben einen vergleichsweise geringen Verschleißzustand. Es wäre also möglich gewesen, den Versuch fortzusetzen und eine höhere Standlänge zu erreichen.

Bei Anwender 3 standen zwei verschiedene Zahnradtypen zur Verfügung. Von Zahnrad 1 wurden 1275 und vom 2. Zahnrad 357 Zahnräder gefräst. Damit wurde eine Gesamtstandlänge von 2,91 m/Zahn erreicht. Abbruchkriterium war ein Ausbruch an einem Wälzfräserzahn.

Bei Anwender 5 standen 400 Zahnräder zur Verfügung. Diese wurden auf Wunsch des Unternehmens gleichmäßig auf zwei Versuche (nass bzw. trocken) aufgeteilt. Bei der Nassbearbeitung wurden an zwei Zähnen Verschleißwerte festgestellt, die größer waren als ein betriebsüblicher Abschleißbetrag. Bei der Trockenbearbeitung wurden dagegen durchweg sehr geringe Verschleißwerte festgestellt. Hier hätten deutlich mehr Werkstücke gefräst werden können, was die Erreichung einer wesentlich höheren Standlänge ermöglicht hätte. Der Unterschied in dem Verschleißverhal-

ten zwischen der Nassbearbeitung und der Trockenbearbeitung im Hochschnittgeschwindigkeitsbereich überrascht insofern nicht, da es sich bei der Versuchsschicht um eine für die Trockenbearbeitung bevorzugt geeignete Schicht handelt.

Der Realversuch mit dem Zahnrad des Anwenders 1 wurde im Versuchsfeld des IFQ durchgeführt. Der Versuch wurde nach dem Fräsen von 287 Zahnradern abgebrochen, um das Werkzeug zu schonen. Örtlicher, eindeutig untypischer Verschleiß, ausgehend von Schichtabplatzern an einzelnen Zähnen ließen einen weiteren Werkzeugeinsatz als nicht ratsam erscheinen, obwohl die überwiegende Zahl der Zähne sehr wenig Verschleiß zeigte. Hier ist auf Grund der Verschleißbilder von einer Vorschädigung des Werkzeuges bei der Instandsetzung auszugehen. Dadurch konnte das Werkzeug seine volle Leistungsfähigkeit nicht erreichen. Bei einer Steigerung der Schnittgeschwindigkeit um 30 % (von betriebsüblichen 170 m/min auf 220 m/min) konnte eine Standlänge von ca. 50% der betrieblich vorgegebenen Standlänge erreicht werden. Es liegt ein weiteres, älteres, Versuchsergebnis mit 200 m/min Schnittgeschwindigkeit vor, dass gegenüber der betriebsüblichen Schnittgeschwindigkeit einer Steigerung von 18% entspricht. Hier konnte eine Standlänge von ca. 75% (3,5 m/Zahn) der betrieblichen Standlänge erreicht werden [[Hipk06](#)].

6.9.2 Gesamtbeurteilung der durchgeführten Praxisversuche:

Die durchgeführten Versuche stießen bei den Mitarbeitern der beteiligten Unternehmen auf durchweg hohes Interesse, da die Versuche überwiegend erfolgreich durchgeführt werden konnten. [Bild 6-45](#) gibt einen Gesamtüberblick über die erzielten Ergebnisse, wobei die betriebsüblichen Werte, sofern sie bekannt waren, auf 100 % gesetzt wurden.

Es kann eingeschätzt werden, dass die erreichten Produktivitätssteigerungen schwerer wiegen als die Einbußen hinsichtlich der Standlänge der Werkzeuge. Darüber hinaus ist noch unbedingt zu beachten, dass in zwei der vier Fälle der Trockenbearbeitung wegen des geringen Verschleißzustandes der Versuchswerkzeuge eine deutlich höhere Standlänge möglich gewesen wäre.

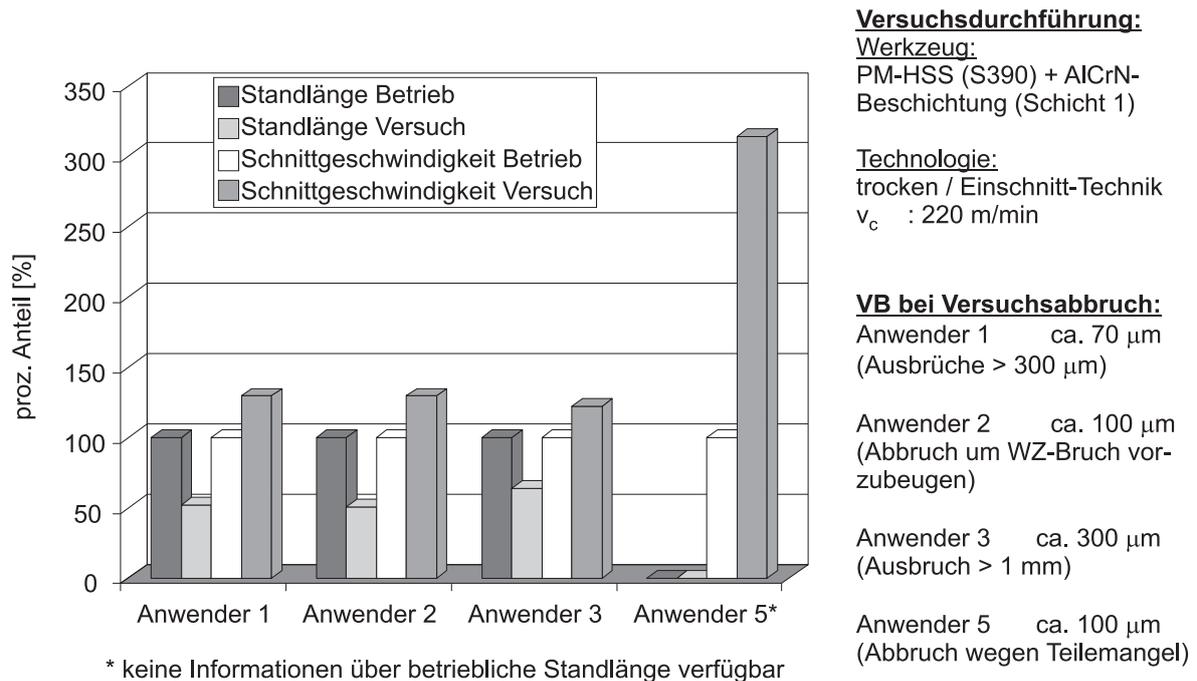


Bild 6-45: Überblick über das Erprobungsergebnis

Maximal konnte eine Produktivitätssteigerung um ca. 200% (Anwender 5) gegenüber dem Ist-Stand ausgewiesen werden. Dies dürfte außerdem mit einer gleichzeitigen Verringerung der Fertigungskosten durch den Einsatz der Trockenbearbeitung verbunden sein. Dieser Fakt führte in den Unternehmen der Anwender 2 und 5, die vorwiegend die Nassbearbeitung einsetzen, weitestgehend zum Abbau der Ressentiments gegenüber der Trockenbearbeitung.

Es konnte nachgewiesen werden, dass

- Schnittgeschwindigkeiten oberhalb 200 m/min auch industriell mit einer akzeptablen Standlänge angewendet werden können,
- bei den durchgeführten Versuchen im Hochschnittgeschwindigkeitsbereich kein abruptes bzw. schlagartiges Werkzeugversagen auftritt.

Die in der Anlage 10.8 ausgewiesenen rechnerischen Standlängen beziehen sich auf den einfachen Fall der Nutzung von RIWERA (also die Nutzung ohne SPARTApro-Rechnung).

7 Wirtschaftliche Bedeutung und innovativer Beitrag

Der innovative Beitrag der Arbeit liegt im wissenschaftlich begründeten Nachweis, dass es technisch möglich und auch wirtschaftlich ist, beim trockenen Wälzfräsen mit PM-HSS Wälzfräsern Schnittgeschwindigkeiten zu realisieren, die deutlich höher als 200 m/min liegen. Gegenüber dem Stand in der Industrie werden damit hohe Produktivitätssteigerungen aufgezeigt.

Für kleine und mittlere Unternehmen ist wegen der hohen Werkzeugkosten der Einsatz von Hartmetall-Wälzfräsern oftmals zu teuer, wodurch sich deren Interesse auf Schnellarbeitsstahl-Wälzfräser richtet. Gegenüber der Nassbearbeitung sind es neben den ökologischen Gesichtspunkten auch erhebliche Kostenvorteile, die die wirtschaftliche Bedeutung der Arbeit untermauern. Diese bestehen:

- in der erheblich erleichterten Anwendung von technisch/ökonomisch begründeten Schnittwerten für die Trockenbearbeitung in Form von Richtlinieninformationen,
- in der Vereinfachung der betrieblichen Logistik von Werkstücken, Produktionshilfsstoffen und Spänen,
- im Wegfall der hohen Kosten für die Anschaffung, Pflege und Entsorgung der Kühlschmiermittel beim konventionellen Einsatz und
- im Wegfall der Anlagentechnik für die Zuführung, Aufbewahrung und Filtration der großen Kühlschmiermittelmengen.

Anhand einer Beispielrechnung soll gezeigt werden, dass die kostenoptimale Schnittgeschwindigkeit beim trockenen Wälzfräsen mit PM-HSS oberhalb einer Schnittgeschwindigkeit von 200 m/min liegt. Die geometrischen und technologischen Daten der zugrunde gelegten Verzahnung zeigt [Tabelle 7-1](#).

Tabelle 7-1: Geometrische und technologische Daten des Verzahnungsbeispiels

Werkzeugdaten	
Modul m_n [mm]	2,7
Außendurchmesser Fräser d_{a0} [mm]	100
nutzbare Fräserlänge L_{nutz} [mm]	200
Zahnhöhe h_0 [mm]	6,867
Zahnkopfhöhe Wälzfräser h_{a0} [mm]	4,09
Fräsergangzahl z_0	2
Steigungsrichtung Fräser	links
Steigungswinkel Fräser γ_0 [°]	3°22'15"
Spannutenzahl i	19
Spannutenrichtung	∞
Teilung p_0	8,48
Protuberanz	ja
Beschichtung	Schicht 2
Werkstückdaten	
Werkstoff	20MnCr5 (ZF7b)
Modul m_n [mm]	2,7
Werkstückzähnezahl z_2	41
Eingriffswinkel α_n [°]	22,5
Werkstückschrägungswinkel β_2 [°]	24,52
Steigungsrichtung Werkstück	links
Werkstückkopfkreisdurchmesser d_{a2} [mm]	130
Profilverschiebungsfaktor x [mm]	0,2343
Verzahnbreite b_2 [mm]	29
Technologie	
Trockenbearbeitung	
Gleichlaufräsen in einem Schnitt	
Tauchtiefe T [mm]	7,3
axialer Vorschub f_a [mm/WU]	3,6

Zur Durchführung der Berechnung sind ökonomische Daten bezüglich des eingesetzten Werkzeuges und der Maschine notwendig. Da diese Daten sehr sensibel sind, werden sie von der Industrie nicht nach Außen gegeben, deshalb wurden sie geschätzt und sind in [Tabelle 7-2](#) tabellarisch dargestellt. Es wird von einer Fertigung im 3-Schicht-System ausgegangen.

Für die Berechnung wurde folgende Standlängen- / Verschleißfunktion herangezogen:

$$L = 123,62 \cdot e^{-0,0132 \cdot v_c} \quad (19)$$

Tabelle 7-2: Geschätzte ökonomische Daten

Werkzeugdaten	
erforderl. Einzelabschlibfbetrag [mm]	0,3
Werkzeugwechselzeit [min]	30
Werkzeuganschaffungskosten [€]	1500
Werkzeuginstandsetzungskosten [€]	120
Werkzeugrestwert [€]	0
Standlängenabschlagsfaktor [-]	0,8
Maschinendaten/Platzdaten	
Maschinenstundenkostensatz [€/h]	18,86
Maschinenzahl pro Bediener [-]	3
Restfertigungsgemeinkosten [€/h]	23,25
Nebenzeit für alle mittelbaren Vorgänge [min/Stck.]	0,38
Satz für ant. Verteil- und Erholzeit [%]	5
Lohnkosten [€/h]	13
Prozentsatz Lohnnebenkosten [%]	25

Das Ergebnis der Optimierungsrechnung mit den oben angegebenen Daten wird in Bild 7-1 dargestellt.

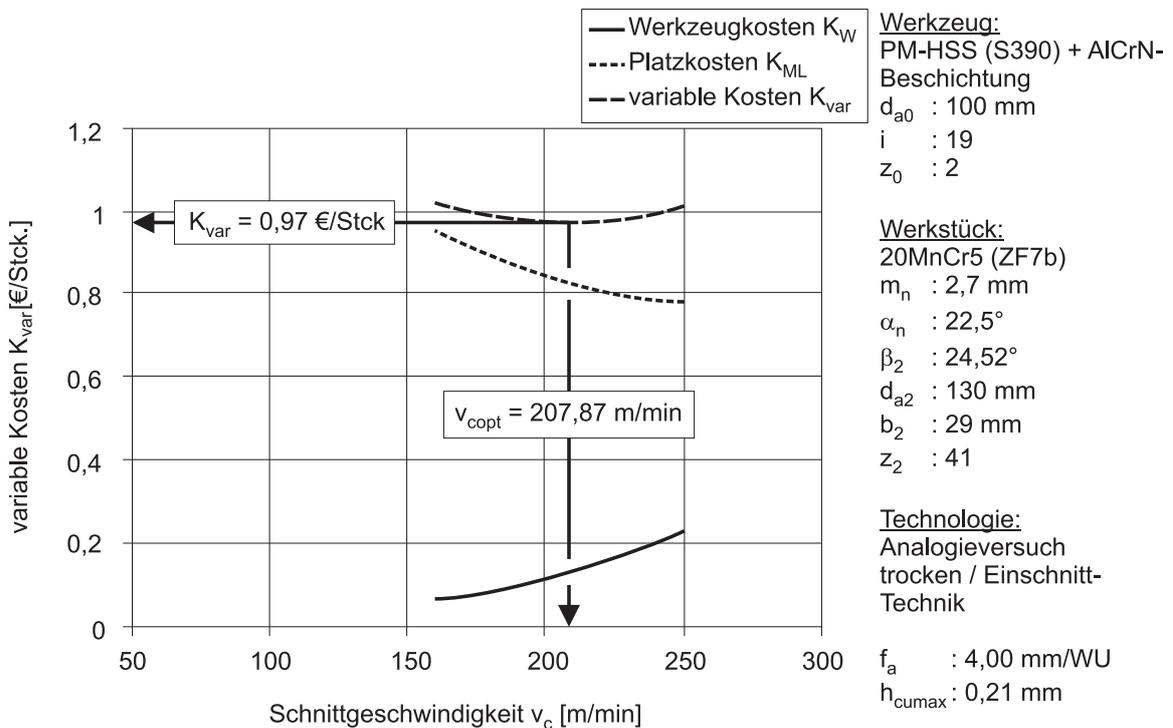


Bild 7-1: Bestimmung der kostenoptimalen Schnittgeschwindigkeit

Aus Bild 7-1 geht hervor, dass für dieses Beispiel die kostenoptimale Schnittgeschwindigkeit über 200 m/min liegt. Im Folgenden wird die Wirkung einzelner Faktoren auf die kostenoptimale Schnittgeschwindigkeit diskutiert.

Die kostenoptimale Schnittgeschwindigkeit hängt hauptsächlich von den Werkzeug-, den Maschinen- und den Lohnkosten ab. Bild 7-2 zeigt die Abhängigkeit der kostenoptimalen Schnittgeschwindigkeit von den Werkzeugkosten (Anschaffungs- und Instandsetzungskosten)

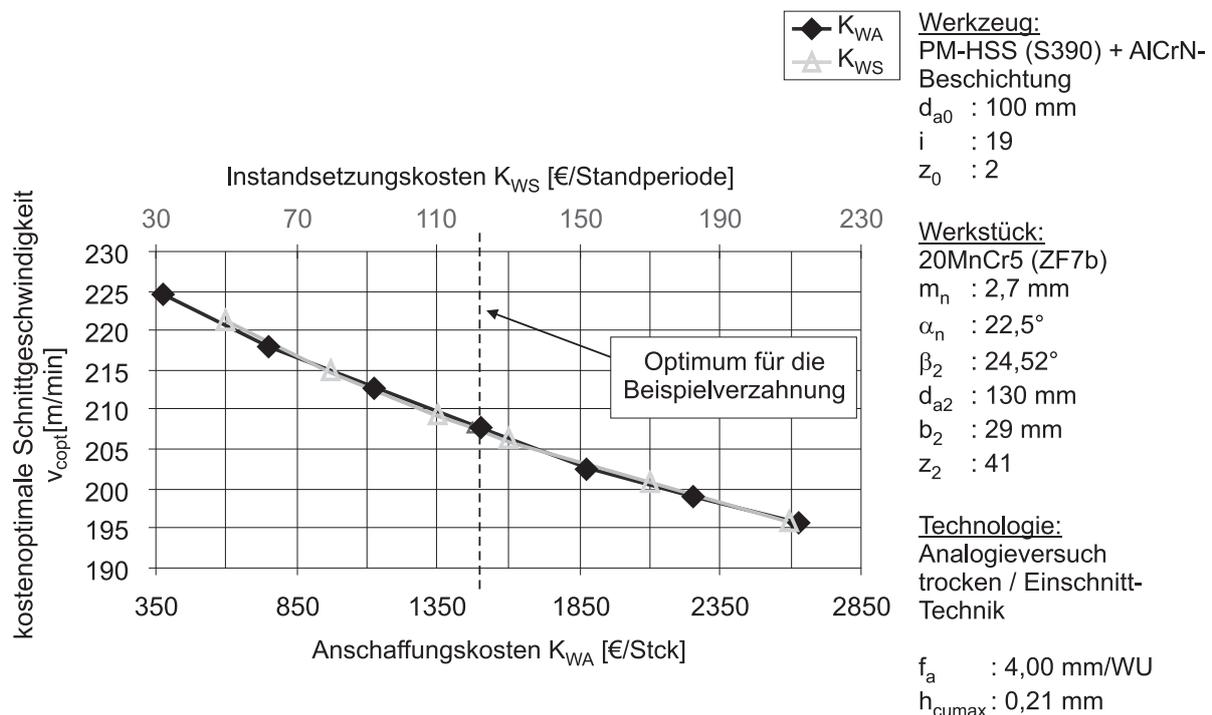


Bild 7-2: Abhängigkeit der kostenoptimalen Schnittgeschwindigkeit von den Werkzeugkosten

Wie zu erwarten war, sinkt die kostenoptimale Schnittgeschwindigkeit mit zunehmendem Anschaffungspreis des Werkzeuges, da die anteiligen Werkzeugkosten steigen und somit eine größere Stückzahl notwendig ist. Der Verlauf der Instandsetzungskosten ist nahezu mit dem Verlauf der Anschaffungskosten identisch.

In Bild 7-3 ist die Abhängigkeit der kostenoptimalen Schnittgeschwindigkeit von den Maschinenkosten dargestellt. Eine prozentuale Änderung des Maschinenstundensatzes wirkt sich in etwa gleich stark auf die kostenoptimale Schnittgeschwindigkeit aus wie eine Werkzeugkostenänderung. Bei allen drei Kostenarten beträgt für

dieses Beispiel die Änderung der optimalen Schnittgeschwindigkeit ca. 5%, bei einer Änderung der Kosten von 100%.

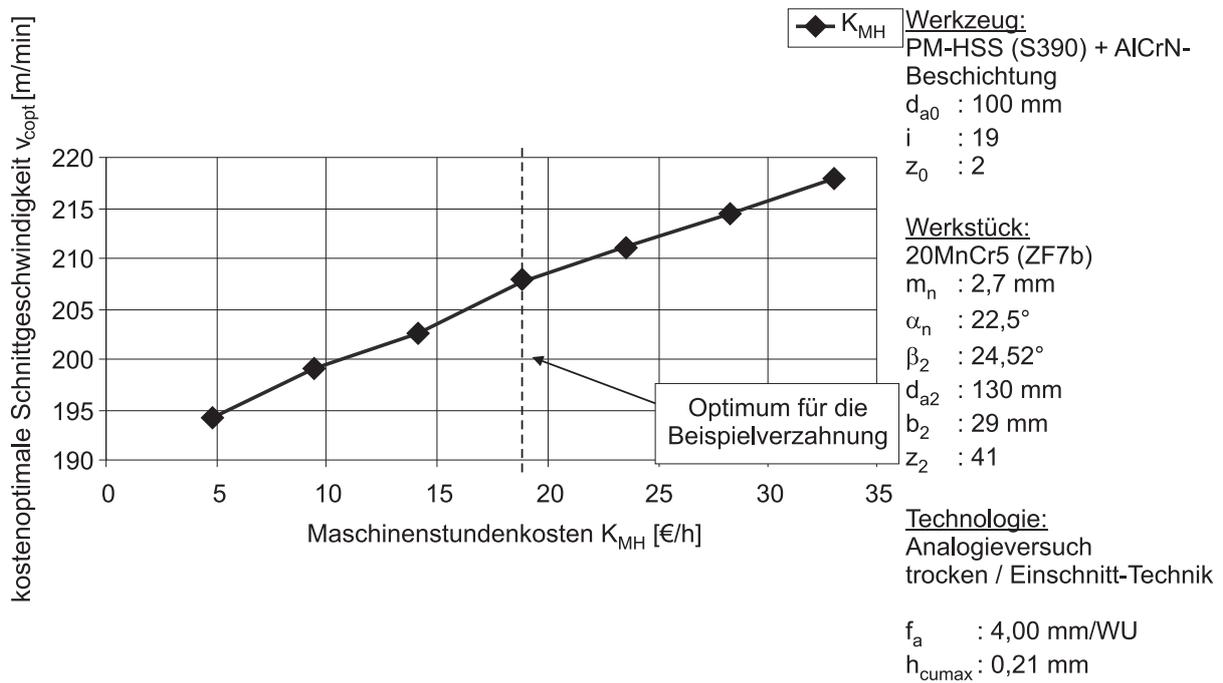


Bild 7-3: Abhängigkeit der kostenoptimalen Schnittgeschwindigkeit von den Maschinenkosten

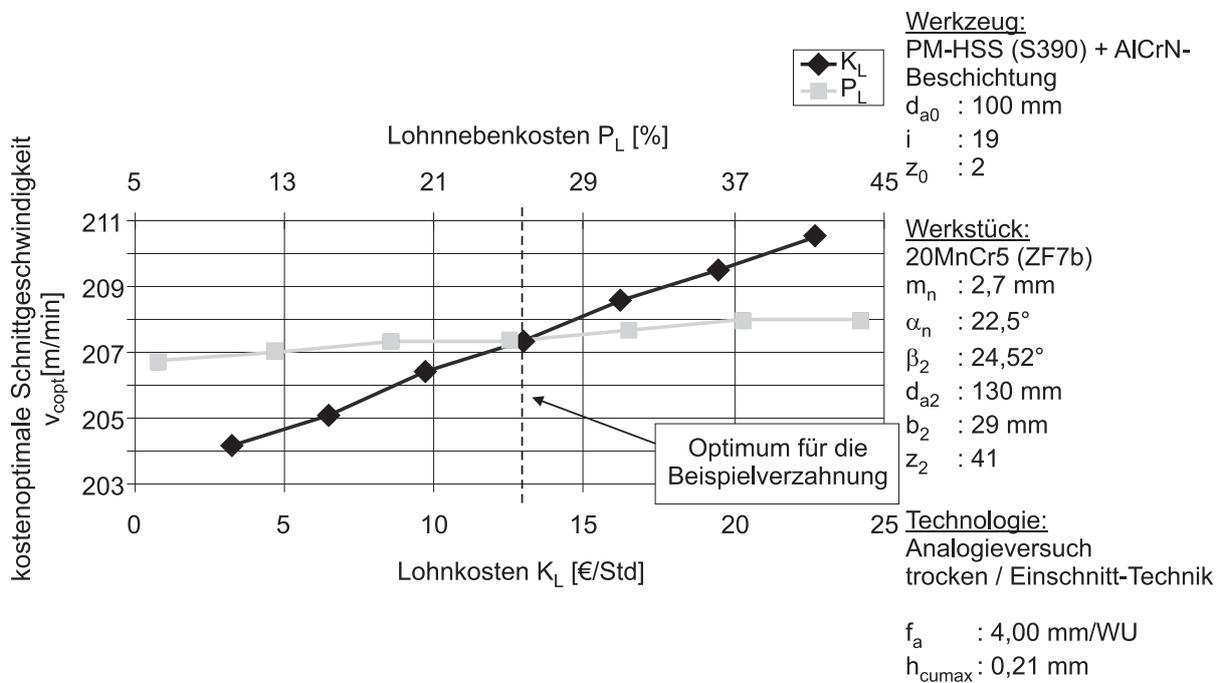


Bild 7-4: Abhängigkeit der kostenoptimalen Schnittgeschwindigkeit von den Lohnkosten

Betrachtet man die Lohnkosten, so stellt man fest, dass deren Einfluss auf die kostenoptimale Schnittgeschwindigkeit nur sehr gering ist (eine Veränderung der Kosten um 100% bewirkt eine Verschiebung der optimalen Schnittgeschwindigkeit um ca. 1%) bei Mehrmaschinenbedienung. Der Einfluss der Lohnnebenkosten ist noch geringer.

An diesem Beispiel wurde gezeigt, dass die kostenoptimale Schnittgeschwindigkeit beim trockenen Wälzfräsen mit PM-HSS über 200 m/min liegt. Unternehmen, die die Trockenbearbeitung mit diesen Schnittparametern anwenden, werden von der Kostensenkung und Produktivitätssteigerung profitieren. Aber auch bei geringerem Automatisierungsgrad tritt ein deutlicher Nutzen, insbesondere bei einem hohen Maschinenauslastungsgrad, ein. Letztlich ist die Kenntnis, bis zu welchen Parametern Schnittwerte beim trockenen Wälzfräsen mit PM-HSS Wälzfräsern prozesssicher gesteigert werden können auch für Unternehmen wichtig, die nicht durchgängig, aber in Zeiten hoher Auftragseingänge, die Produktivität steigern möchten.

8 Zusammenfassung

Durch die Arbeit wurden folgende Ziele verfolgt:

- Aussagen über das Verhalten von PM-HSS-Werkzeugen beim trockenen Wälzfräsen mit hohen Schnittgeschwindigkeiten in Abhängigkeit vom Verzahnungswerkstoff und von der Verzahnungsgeometrie zu gewinnen,
 - belastungsabhängige Richtwerte für das PM-HSS-Trockenwälzfräsen unter Berücksichtigung des Hochschnittgeschwindigkeitsbereichs zu erarbeiten und
 - Richtwerte in der Industrie zum Nachweis der Praktikabilität zu erproben.
- 1) Durch theoretische Untersuchungen konnten, über die maximale Kopfspannungsdicke hinaus, erstmals drei Belastungskenngrößen für das Wälzfräsen gefunden werden: **mittlere Spannungsdicke**, **mittlere Schnittbogenlänge** und **Zahl der Aufschläge** des verschifteten Wälzfräserzahnes bezogen auf einen Meter Standweg in Vorschubrichtung. Weiterhin wurde nachgewiesen, dass ein Zusammenhang zwischen jeder Belastungskenngröße und technologischen und geometrischen Größen der Paarung Werkstück/Wälzfräser existiert. Es ist nun möglich, fallbezogene Belastungskennwerte mit ausreichender Genauigkeit ohne die Nutzung des Programms SPARTApro zu berechnen.
 - 2) Es konnte bewiesen werden, dass die Trockenbearbeitung beim Wälzfräsen im Bereich von 220 m/min und mehr möglich und wirtschaftlich ist. Der Nachweis wurde durch umfangreiche Untersuchungen am Werkstoff 20MnCr5 (ZF7b) im Schlagzahnversuch, bei unterschiedlichen Moduln, geometrischen Verhältnissen sowie unterschiedlichen Schnittregimen, erbracht. Hierbei wurde eine sehr gute Reproduzierbarkeit des Schlagzahnversuchs, auch im Bereich hoher Schnittgeschwindigkeiten, nachgewiesen. Des Weiteren wurde die Standwegrelation zwischen Schlagzahnversuch und Realversuch durch vergleichende Experimente ermittelt.

- 3) Nunmehr kann der Zusammenhang zwischen Standweg in Vorschubrichtung und Belastungskenngrößen beschrieben werden. Dies wurde durch umfangreiche Rechnungen und Experimente erreicht.
- 4) Durch eine berührungslose In-Prozess-Temperaturmessung im Schlagzahn-Analogie-Prozess am Werkstoff 20MnCr5 (ZF7b) wurde gezeigt, dass die Temperaturen der Spanoberseite unterhalb der kritischen Temperatur (Anlasstemperatur des Werkzeug-Substrates) liegen. Es zeigte sich aber ein deutlicher Zusammenhang zwischen der gemessenen Temperatur und der erreichten Standlänge. Die gemessenen Temperaturen lassen den Schluss zu, dass beim trockenen Wälzfräsen im Schnittgeschwindigkeitsbereich oberhalb 200 m/min die Temperatur allein die Verschleißentstehung nicht dominiert.
- 5) Die Verschleißuntersuchungen dehnten sich auf drei weitere Werkstoffe aus. Die Industrie stellte dazu Rohlinge zur Verfügung. Daraus wurden Faktoren zur Umrechnung der ermittelten Standlängen für baugleiche Teile aus den verschiedenen Werkstoffen ermittelt.
- 6) Die Versuchsergebnisse wurden so aufbereitet, dass unmittelbare Schlussfolgerungen hinsichtlich der Realisierungschance des trockenen Wälzfräsens mit hohen Schnittgeschwindigkeiten für konkrete Einsatzfälle gezogen werden können.
- 7) Für das Wälzfräsen ist die Entstehung von mehrflankigen Spänen charakteristisch. Dadurch, dass der Span über mehr als eine Flanke abläuft, wird eine natürliche Spanablaufbehinderung und zusätzliche –deformation in den Spanprozess hineingebracht. Zur Berücksichtigung dieses Faktors wurde ein Hilfs-Programm zur „statistischen Analyse der Spanablaufbehinderung“ beim Wälzfräsen entwickelt. Dieses Programm greift auf Spänedateien eines Rechnerlaufs von SPARTApro zurück, setzt also die Nutzung von SPARTApro voraus.
- 8) Die ermittelten Zusammenhänge wurden in ein Excel-Tabellenblatt (RIWERA) implementiert, wodurch eine rechnergestützte Ermittlung von Schnittwertempfehlungen auf Basis der thermomechanischen Belastung erstmals möglich wird. Das Tabellenblatt wurde so strukturiert, dass eine betriebliche Anpassung (und Erweiterung bzw. Aktualisierung) auf neue Bedingungen möglich ist.

Auf Grund der Wirkung des Fehler-Fortpflanzungsgesetzes kann es jedoch keine Garantie für die problemlose Anwendung der ermittelten Richtwerte geben. Dies soll-

te auch bei Ergebnissen, die auf Verschleißexperimenten beruhen, nicht erwartet werden. Das Ergebnis kann also nur den Charakter einer Empfehlung haben, die betrieblich überprüft und angepasst werden muss. Positiv ist anzumerken, dass eine aus der Geometrie resultierende standlängenbeeinflussende Veränderung sich auch unter ähnlichen Bedingungen auswirken sollte. Das heißt, dass auch eine relative (vergleichende) Betrachtungsweise der Ergebnisse sinnvoll sein kann.

Die Ergebnisse wurden in den Unternehmen und am IFQ mittels Kurzshiften verifiziert. Dabei konnte gezeigt werden, dass der Einsatz der Trockenbearbeitung beim Wälzfräsen mit hohen Schnittgeschwindigkeiten technisch möglich ist und unter der Voraussetzung, dass Bedarf zur Steigerung der Produktivität besteht, auch wirtschaftlich ist. Die Versuche wurden positiv von der Industrie begleitet.

Die vorgestellte Methode der Richtwertermittlung basiert zu einem erheblichen Teil auf empirischen Gleichungen. Durch weitere Verschleißuntersuchungen innerhalb der Gültigkeit kann die Genauigkeit der Richtwertermittlung erhöht werden. Eine Einbeziehung weiterer Beschichtungen und Werkzeugs substrate kann nur durch zusätzliche Verschleißuntersuchungen erfolgen.

Darüber hinaus ist zu prüfen, inwieweit die vorgestellte Methode auf andere Modulbereiche beim trockenen Wälzfräsen ausgedehnt werden kann. Hierbei werden nicht nur weitere Verschleißuntersuchungen, sondern auch weiter SPARTApro-Rechnungen notwendig. Eine geschlossene Lösung, d.h. alle Modulbereiche in eine Lösung integriert, wird voraussichtlich die Genauigkeit der Lösung herabsetzen.

Die berührungslose Temperaturmessung beim Wälzfräsen hat sich als praktikabel erwiesen. Es zeigte sich, dass weitere Verbesserungen der eingesetzte Wärmebildkamera durch eine Triggerung, um den Bezug zwischen Bild und Drehwinkel des Werkzeuges herstellen zu können, und durch eine Neukalibrierung, im Temperaturbereich 200°C bis 400°C, erreicht werden können.

9 Literaturverzeichnis

- [Bely06] Belyayev, O, Dübner, L.; Karpuschewski, B.; Maiboroda, V
Erhöhung der Leistungsfähigkeit von beschichteten Zerspanwerkzeugen durch Kombination der Werkzeugbeschichtung mit einer magnetabrasiven Behandlung
Internationale Konferenz „Interpartner 2006“, Aljuschta, S.38-45
- [Blas01] Blasche, H.:
Einführung der Trockenbearbeitung beim Wälzfräsen in der Ritzelwellenfertigung – eine Untersuchung unter betrieblichen Bedingungen in der ZF Getriebe GmbH Werk Brandenburg; Diplomarbeit Fachhochschule Magdeburg-Stendal, 2001
- [Bouz80] Bouzakis, K.:
Konzept und technologische Grundlagen zur automatisierten Erstellung optimaler Bearbeitungsdaten beim Wälzfräsen, Habilitationsschrift TH Aachen 1980
- [Bouz00] Bouzakis, K., Kombogiannis, S., Antoniadis, A., Vidakis, N.:
Gear hobbing cutting process simulation and tool wear prediction models,
CIRP Internat. Seminar on manufacturing Systems, 34, 2000, S. 265-274
- [Bouz02] Bouzakis, K.-D., Kombogiannis, S.:
Tool wear prediction in gear hobbing,
ICMEN, Internat. Conf. on Manufacturing Engineering, 2002, S. 143-157
- [Bouz04] Bouzakis, K.-D., Mirisidis, I., Hadjiyiannis, S., Skordaris, G., Michailidis, N., Erkens, G.:
Cutting performance enhancement through the application of coated tools with improved geometrical and technological data, Proceedings of the 4th International Conference “The” Coatings in Manufacturing Engineering, Erlangen, 2004, S. 3-28
- [Bouz08a] Bouzakis, K.-D., Friderikos, O., Tsiafis, I.
FEM-supported simulation of chip formation and flow in gear hobbing of spur and helical gears, In: CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, 1, 2008, S. 18 - 26
- [Bouz08b] Bouzakis, K. D. et al.: Manufacturing of cylindrical gears by generating cutting processes: A critical synthesis of analysis methods. In CIRP Annals - Manufacturing Technology, 2008, 57, Vol.2; S. 676–696.
- [Csel02] Cselle, T.:
Trockenbearbeitung beim Wälzfräsen,
Tagungsband zum Seminar „Trockene Zahnradvorbereitung“, Aachen, 15.-16.02.2002, ADITEC, WZL Aachen
- [Csel08] Cselle, T.:
TripleCoatings – eine neue Generation von PVD-Schichten für Zerspanwerkzeuge, Weinert, K. (Hrsg.): Spanende Fertigung, 5. Aufl. Vulkan-Verlag, Essen, 2008, S. 258 - 268

-
- [Froh02] Frohmüller, R.:
Entwicklung, Aufbau und Funktionserprobung von Strahlungsmesstechnik zur Messung der Temperaturen in der Wirkzone bei hochdynamischen Zerspanvorgängen, Dissertation Universität Magdeburg, 2002
- [Gey04] Gey, C.:
Verschleißverhalten und Einsatzgebiete von AlCrN-basierten Schichtsystemen, Weinert, K. (Hrsg.): Spanende Fertigung, 4. Aufl., Vulkan-Verlag, Essen, 2005, S. 201 - 213
- [Gutm88] Gutmann, P.:
Zerspankraftberechnung beim Wälzfräsen; Dissertation RWTH Aachen 1988
- [Haupt97] Haupt, F., Seidel, T., Karpuschewski, B., Brunner, G.:
Zahnflankenschleifen bogenverzahnter Kegelradsätze mit CBN-Schleifscheiben, VDI-Zeitschrift / Band 139 (1997) Heft 9, S. 62-65
- [Herz01] Herzhoff, P.:
Trockenbearbeitung und Minimalmengenschmierung beim Wälzfräsen mit HSS-Werkzeugen, In: Tagungsband zum Zerspanungstechnischen Kolloquium des wissenschaftlichen Nachwuchses „Innovative Grundlagenforschung für die industrielle Praxis“; Magdeburg, 20.09.2001
- [Herz04] Herzhoff, P.:
Trockenbearbeitung und Minimalmengenschmierung beim Wälzfräsen mit HSS-Werkzeugen, Dissertation Universität Magdeburg, 2004
- [Hint98] Hintze, V.:
Minimalschmiertechnik beim Wälzfräsen, Diplomarbeit Universität Magdeburg, 1998
- [Hipk04] Hipke, M.:
Verschleißverhalten von Wälzfräsern aus pulvermetallurgisch erzeugtem Hochleistungsschnellarbeitsstahl, Studienarbeit, Universität Magdeburg, 2004
- [Hipk06] Hipke, M.:
Rechnergestützte Optimierung des TrockenwälzfräSENS von Stirnrädern, Diplomarbeit, Universität Magdeburg, 2006
- [Hipk11] Hipke, M.:
PM-HSS-Wälzfräsen im Hochschnittgeschwindigkeitsbereich (200-300 m/min), FVA-Forschungsheft Nr. 975, 2011/Abschlussbericht FVA-Vorhaben 581
- [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

- [Karp06] Karpuschewski, B.
Innovative Werkzeuge: Ein Schlüsselfaktor zum Erfolg
Magdeburger Wissenschaftsjournal, 1-2, 2006, S.34-41
- [Karp08a] Karpuschewski, B.
Tool development for productive manufacturing.
Moderne Technologien im Maschinenbau: Sammelband wissenschaftlicher Artikel, Herausgeber Prof. Grabchenko, Charkow, 2008, Band 1, S. 31 - 37
- [Karp08b] Karpuschewski, B.; Knoche, H. J.; Hipke, M.: Gear finishing by abrasive processes. In CIRP Annals - Manufacturing Technology, 2008, 57, Vol.2; S. 621–640.
- [Klas06] Klass, W., u. a.
Modern coatings in high performance cutting application,
In: International journal of refractory Metals and Hard materials, Nr. 24, 2006, S. 399- 404
- [Klei99] Kleinjans, M.:
Verzahnung mit beschichteten HSS-Werkzeugen - Einsatzbedingungen, Technologiedaten und Leistungspotenziale, Tagungsband zur „Tribologie Fachtagung - Reibung, Schmierung und Verschleiß“, Göttingen, 27.-29.09.1999, Band 1, 1999, S. 22/1-17
- [Klei02] Kleinjans, M.:
Wälzfräsen am Limit,
In: Tagungsband zum Seminar „Trockene Zahnradvorbereitung“, Aachen, 15.-16.02.2002, ADITEC
- [Klei03] Kleinjans, M., Klein, A.:
Verschleißmechanismen an beschichteten PM-HSS-Wälzfräsern in der Trockenbearbeitung FWF 0173/1, 2003
- [Kloc96a] Klocke, F., Gerschwiler, K.:
Trockenbearbeitung - Grundlagen, Grenzen, Perspektiven, VDI-Berichte 1240, 1996, VDI-Verlag, Düsseldorf
- [Kloc96b] Klocke, F.:
Von der Naß- zur Trockenbearbeitung, VDI-Nachrichten Nr. 9, 1. März 1996
- [Kloc99] Klocke, F., Kempa, B., Kleinjans, M.:
Einsatz neuartiger Werkzeughartstoffschichten bei der Zylinderradbearbeitung, In: VDW-Forschungsbericht AiF 10667 N, 1.4.1996-31.1.1999
- [Kloc00] Klocke, F., Kempa, B., Kleinjans, M.:
Leistungsgrenzen moderner Werkzeugsysteme in der Vorverzahnung, Tagungsband zur 41. Arbeitstagung „Zahnrad- und Getriebeuntersuchungen“ des WZL“, Aachen, 2000
- [Kloc02] Klocke, F., Kempa, B., Winkel, O., Winter, W.:
Kühlschmierstofffreie Fertigung von Zylinderrädern, Forschungsvorhaben AiF 11256N, 2002

-
- [Kloc04] Klocke, F., Winkel, O.:
New Potentials in Carbide Hobbing, Gear Technology Band 21, 2004,
Heft 1, S. 42-49
- [Kloc09] Klocke, F., Kaufmann, P., Schalaster, R., Stuckenberg, A.:
Comparison of PM-HSS and Cemented Carbide Tools in High-Speed
Gear Hobbing, Gear Technology, 09/10 2009, S. 57 - 59
- [Knoc05] Knoche, H.-J.:
Wirtschaftliches Hochleistungswälzfräsen durch Einsatzoptimierung
von PM-HSS-Werkzeugen bei der Trockenbearbeitung, Abschlußbe-
richt, FVA-Heft 773, 2005,
- [Knoc10] Knoche, H.-J., Hipke, M.:
Unveröffentlichte Unterlagen aus bilateraler Zusammenarbeit mit Fa.
Beschichter 1, 2010
- [Knoe96] Knöppel, D.:
Trockenbearbeitung beim Hochgeschwindigkeitswälzfräsen mit be-
schichteten Hartmetallwerkzeugen, Dissertation RWTH Aachen 1996
- [Kobi01] Kobialka, K.:
Prozessanalyse für das Trockenwälzfräsen mit Hartmetallwerkzeugen,
Dissertation RWTH Aachen 2001
- [Koel99] Kölker, W., Knoche, H.-J.:
Schneidstoff-Tendenzen zum trockenen Wälzfräsen, WB Werkstatt und
Betrieb, Band 132 ,1999
- [Koen93] König, W., Severt, W., Bertold, A.:
Zerspanung ohne Kühlschmierstoffe, pa Produktionsautomatisierung
4/1993, S.31-34
- [Köpf08] Köpf, A., Kruszynski, J., Pitonak, R.:
High Performance Coatings,
In: Weinert, K. (Hrsg.): Spanende Fertigung, 5. Aufl., Vulkan-Verlag,
Essen, 2008, S. 283 - 290
- [Koep02] Köpfer, R.:
Trends beim Wälzfräsen kleinmoduliger Verzahnungen,
Tagungsband zum Seminar „Trockene Zahnradvorbereitung“, Aachen,
15.-16.02.2002, ADITEC
- [Kohl10] Kohlscheen, J., Knoche, H.-J., Hipke, M., Lümke, A.:
Coating development for gear cutting tools, Key Engineering Materials
Vol. 438, 2010 S. 35-40
- [Krus10] Kruszynski, J.:
Hochproduktive Werkzeugbeschichtung, Intelligent Produzieren, 2010,
S. 184 - 196
- [Lin05] Lin, C., Qui, H., Qin, D., Guo, Q., Zhou, P., Meng, Y.:
Study for simulation analysis and experiment on high-speed dry gear
milling by flying cutter, VDI-Berichte Band 1904.1 ,2005, S. 795-808

- [Lier85] Lierath, F., u.a.:
DDR-Informationszentrum "Schnittschwertspeicher" – ein Instrument zur Rationalisierung der spanenden Teilefertigung in der metallverarbeitenden Industrie, Fertigungstechnik und Betrieb, Band 35, Heft 3, 1985, Seite 132-137
- [Lier01] Lierath, F., Knoche, H.-J., Herzhoff, P.:
Dry cutting gear hobbing in modul range $m \geq 4$ mm with HSS-tools, Proceedings ICPM 2001, UJEP Usti n. Labem, ITPM, Czech Republic
- [Lier02] Lierath, F., Knoche, H.-J., Herzhoff, P.:
Trockenbearbeitung und Minimalmengenschmierung beim Wälzfräsen von Verzahnungen mit größeren Moduln; Abschlußbericht, FVA-Heft 656, 2002
- [Mohl96] Mohlfeld, A.:
Entwicklung beschichteter Zerspanwerkzeuge für die Trockenbearbeitung,
Tagungsband zum Seminar „Neue Möglichkeiten umweltgerechter Fertigung“, Hannover, 29.02 - 02.03.1996, 1996 S. 6.1-6.10
- [Mund92] Mundt, A.:
Modell zur rechnerischen Standzeitbestimmungen bei Wälzfräsern, Dissertation, RWTH Aachen, 1992
- [Neus97] Neuschulz, S.:
Einfluss der Minimalschmiertechnik beim Wälzfräsen von Stirnradverzahnungen auf die Werkstückqualität und die Fertigungskosten, Diplomarbeit Universität Magdeburg, 1997
- [NN76] N.N.:
Wälzfräsen Teil 1, Verfahren, Maschinen, Werkzeuge, Anwendungstechnik, Wechselräder, 2. Auflage, Berlin, Springer Verlag 1976
- [NN00] N.N.:
Ermittlung des Leistungspotenzials neuartiger Werkzeugsysteme auf der Basis von HSS-Schneidstoffen in der Vorverzahnung durch Wälzfräsen, Forschungsvorhaben FWF 0171, 2000
- [NN01a] N.N.
Unveröffentlichte Unterlagen der ZF Friedrichshafen AG, 2001
- [NN01b] N.N.:
Unveröffentlichte Unterlagen der Volkswagen AG, 2001
- [NN10] N.N.:
Beschichtete Wälzfräser überzeugen VW,
VDI-Z, Band 152, Nr.3, März 2010, S. 44
- [NN11] N.N.:
SPARTAprö – Ein Simulationsprogramm zur Analyse von Wälzfräsprozessen
<http://www.wzl.rwth-aachen.de/de/4be43aa81036c58ac125707c004d981f.htm>
(Zugriff 12.07.2011)

-
- [Ophe98] Ophey, I., u. a.:
Trockenbearbeitung. Bearbeitung metallischer Werkstoffe ohne Kühlschmierstoffe. EX-CELL-O, Eislingen, Monographie: Kontakt & Studium, Band 548, 1998
- [Popk97] Popke, H.:
Umweltgerechte Zerspantechnik durch Einsatz der Minimalschmier-technik beim Bohren, Abschlußbericht, Projektträger: EU Brüssel, 1997
- [Popk98] Popke, H., Knoche, H.-J.:
Umweltgerechte Zerspanung durch den Einsatz der Minimalmengenschmierung beim Wälzfräsen, MBF-Forschungsbericht FKZ: 01 ZE 9502/0, 1998
- [Popk99] Popke, H., Knoche, H.-J.:
Entwicklung und Einsatzvorbereitung von einem Werkzeug für die Trockenbearbeitung beim Wälzfräsen,
Bilaterales Forschungsvorhaben Universität Magdeburg/Fette AG, Abschlußbericht, 1999
- [Rayt04] Grundlagen der berührungslosen Temperaturmessung, Firmenschrift Fa. Raytek, 2004
- [Rech05a] Rech, J., Schaff, M.-J., Hamdi, H.:
Influence of cutting edge preparation on the wear resistance in high speed dry gear hobbing,
International Conference on Manufacturing Engineering and EUREKA Brokerage Event, 2005, S. 83-95
- [Rech05b] Rech, J.:
Cutting edge preparation and surface issues,
International High Speed Steel Research Forum 2005 Aachen
- [Rech09] Rech, J, Claudin, C.:
Development of a new rapid characterization method of hob's wear resistance in gear manufacturing – Application to the evaluation of various cutting edge preparations in high speed dry gear hobbing
Journal of Materials Processing Technology, 209, 2009, S. 5152 - 5160
- [Scha06] Schalaster, R.:
Trockenwälzfräsen – Leistungsvermögen in Abhängigkeit von Schneidstoff und Werkstückwerkstoff
In: Tagungsband zum Seminar „Trockene Zahnradvorbereitung“, Aachen, 29./ 30.11.2006, ADITEC,
- [Schef86] Scheffler, E.:
Einführung in die Praxis der statistischen Versuchsplanung, Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig 1986
- [SPAR05] Programm SPARTapro Version 2.5 des WZL der RWTH Aachen, 2005
- [Sulz73] Sulzer, G.:
Leistungssteigerung bei der Zylinderradherstellung durch genaue Erfassung der Zerspankinematik,
Dissertation TH Aachen, 1973

-
- [Sulz96] Sulzer, G.:
Trockenfräsen - Voraussetzungen, Maschine- Werkzeug - Schneidstoffe, Schnittdaten, Bearbeitungszeiten, Wirtschaftlichkeit
Trockenbearbeitung -Grundlagen, Grenzen, Perspektiven-, VDI-Berichte 1240, 1996, VDI-Verlag, Beilage
- [Tayl1908] Taylor, F. W.:
Über Dreharbeit und Werkzeugstähle.
Springer-Verlag 1908
- [Tham96] Thamke, D.:
Möglichkeiten und Grenzen der Trockenbearbeitung,
Fachgespräch zwischen Industrie und Hochschule: Bohren und Fräsen im modernen Produktionsprozess, Dortmund, 21/22.05.1996
- [Thom00] Thomas, D.:
Trockenfräsen: Neue Erkenntnisse und Anwendungsergebnisse. Verbesserte Werkzeuge durch Werkstoff- und Beschichtungstechnik
VDI-Z Integrierte Produktion, Band 142 (2000) Heft 3 Special Werkzeuge, S. 28-30
- [Toen97] Tönshoff, H.-K., Karpuschewski, B, Winkler, J.:
Trockenbearbeitung von Aluminium- und Magnesiumlegierungen
In: Industrie Diamanten Rundschau Band 31 (1997) Heft 4, S. 357-358,360,362,364
- [Vere08] Vereschaka, A.S.; Karpuschewski, B.; Dübner, L.
Analyse der grundsätzlicher Anwendungen von mehrschichtigen nanovernetzten funktionalen Kompositbeschichtungen für Schneidwerkzeuge, Hochtechnologien im Maschinenbau: Sammelband der wissenschaftlichen Werke der Nationalen Technischen Universität „ChPI“, Charkow 2008, Herausgabe 2 (17), S. 87 - 101
- [Vuel97] Vüllers, M.:
Wälzfräsen mit neuartig beschichteten HSS-Werkzeugen,
Tagungsband zur 38. Arbeitstagung „Zahnrad- und Getriebeuntersuchungen“ des WZL, Aachen, 1997
- [Wein97] Weinert, K., Schulte, K., Thamke, D.:
Grenzen der Trockenbearbeitung, mav – Maschinen, Anlagen, Verfahren, 1997, S. 108-109
- [Wink04] Winkel, O.:
Steigerung der Leistungsfähigkeit von Hartmetallwälzfräsern durch eine optimierte Werkzeuggestaltung, Dissertation RWTH Aachen 2004
- [Wink10] Winkel, O.:
New Developments in Gear Hobbing,
Gear Technology, 03/04 2010, S.46 - 52

10 Anhang

10.1 Anlage 1: Ergebnisse der Normierung

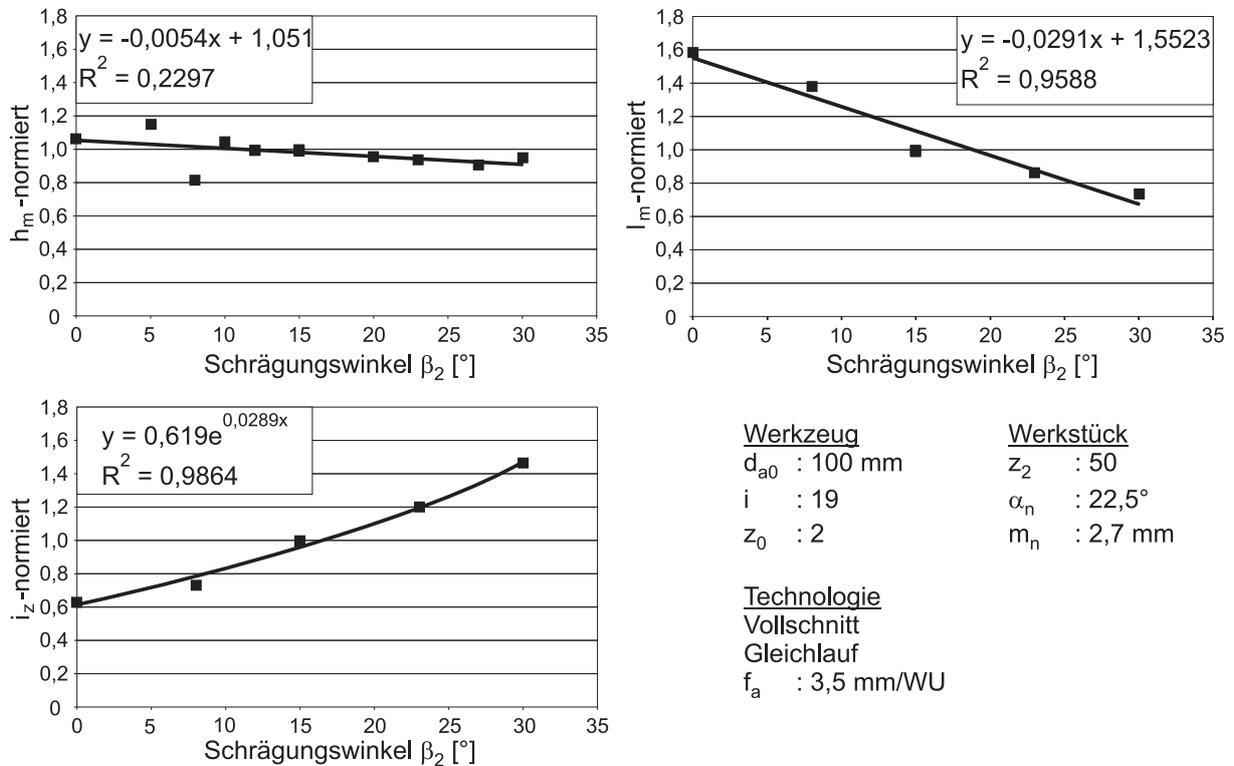


Bild A 10.1-1: Einfluss des Schrägungswinkels auf die Normierung der Belastungskennwerte

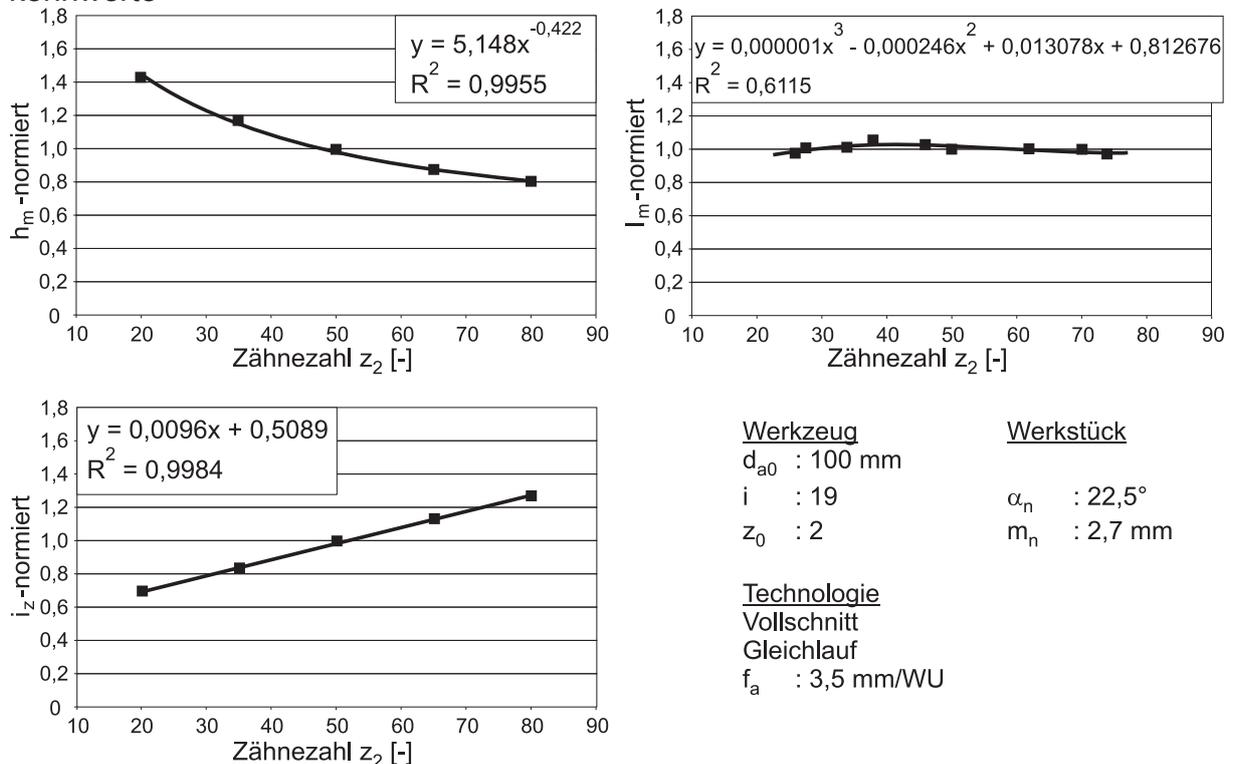


Bild A 10.1-2: Einfluss der Werkstückzähnezahl auf die Normierung der Belastungskennwerte

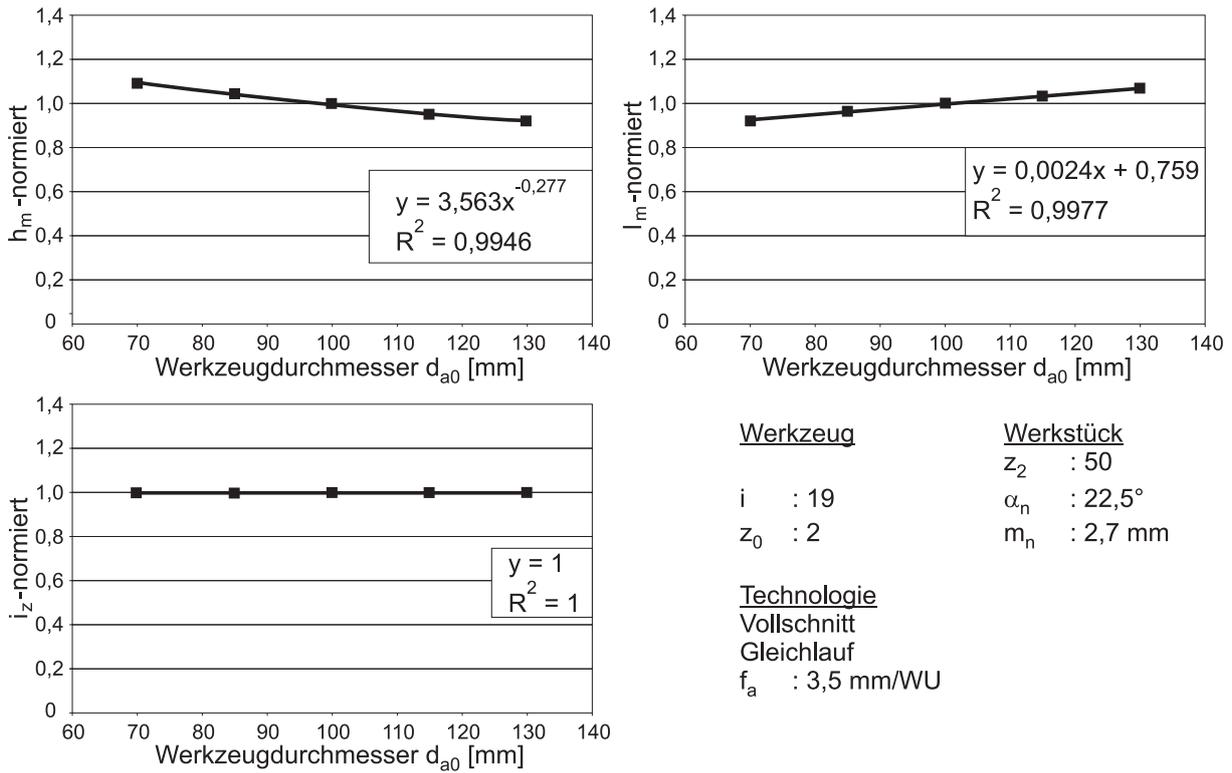


Bild A 10.1-3: Einfluss des Werkzeugdurchmessers auf die Normierung der Belastungskennwerte

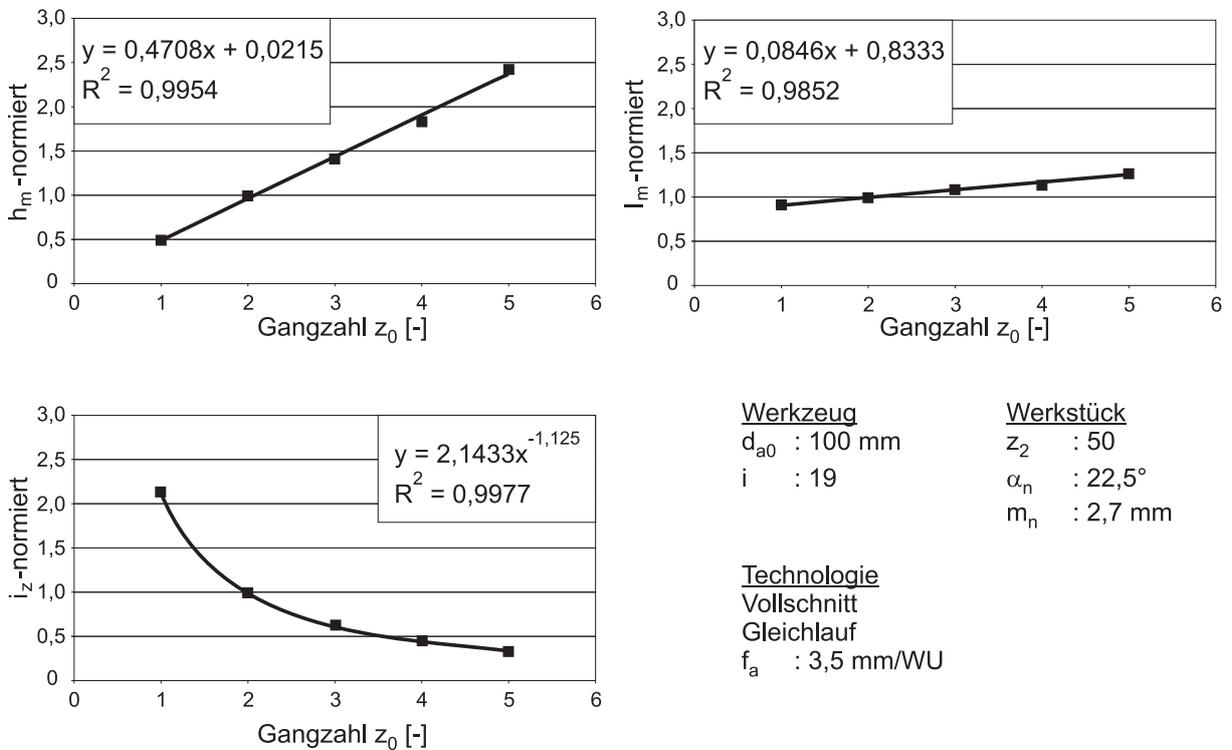


Bild A 10.1-4: Einfluss der Gangzahl auf die Normierung der Belastungskennwerte

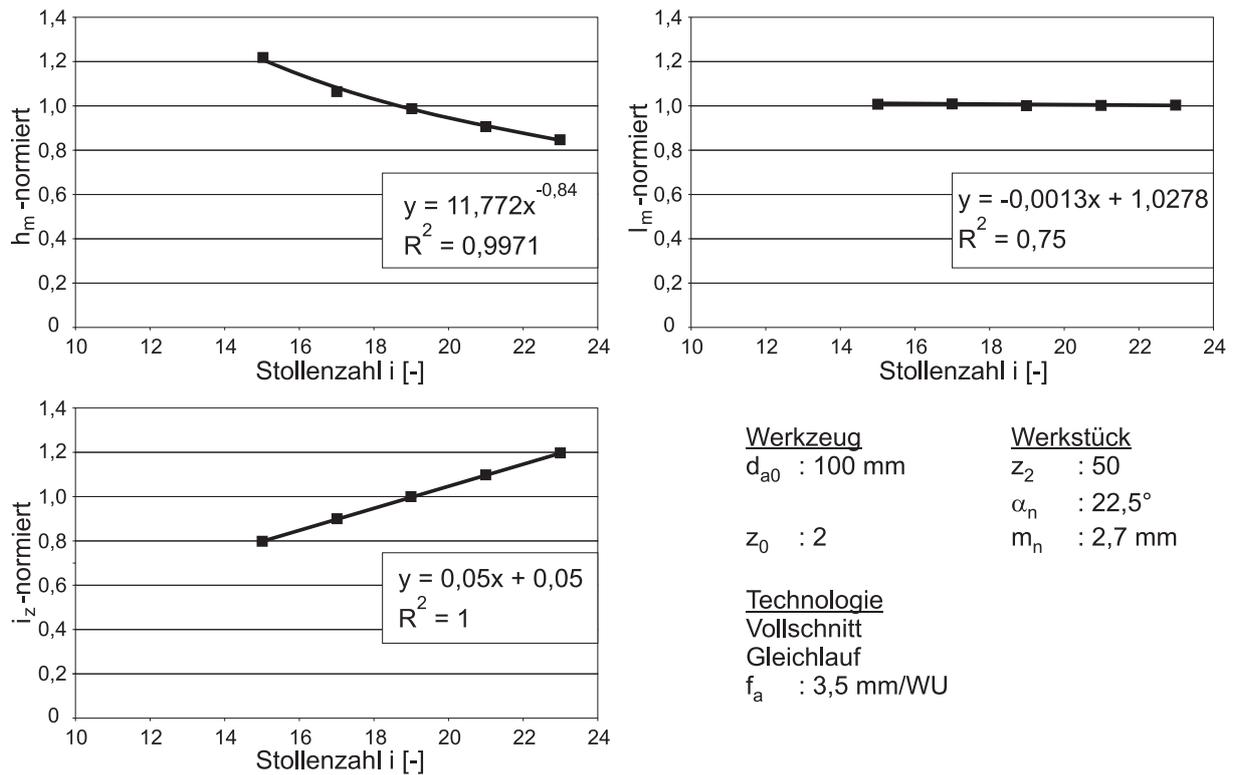


Bild A 10.1-5: Einfluss der Stollenzahl auf die Normierung der Belastungskennwerte

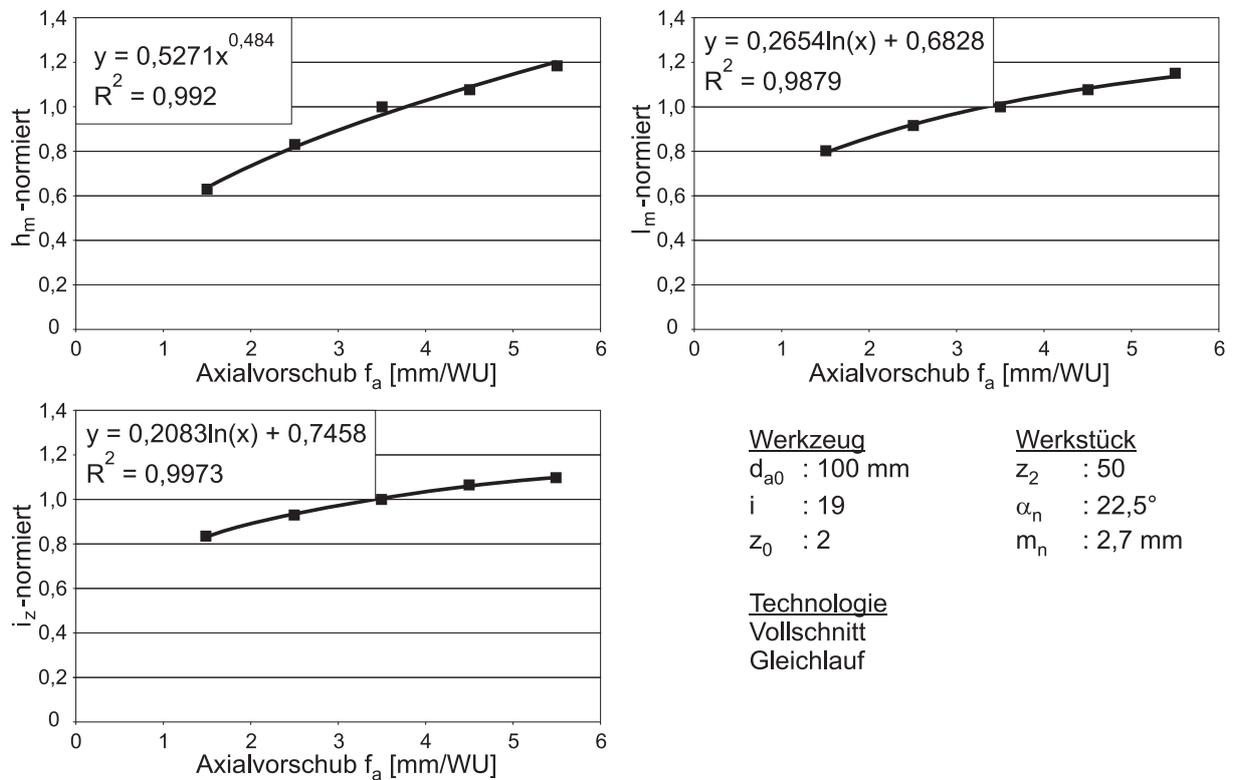


Bild A 10.1-6: Einfluss des Axialvorschubes auf die Normierung der Belastungskennwerte

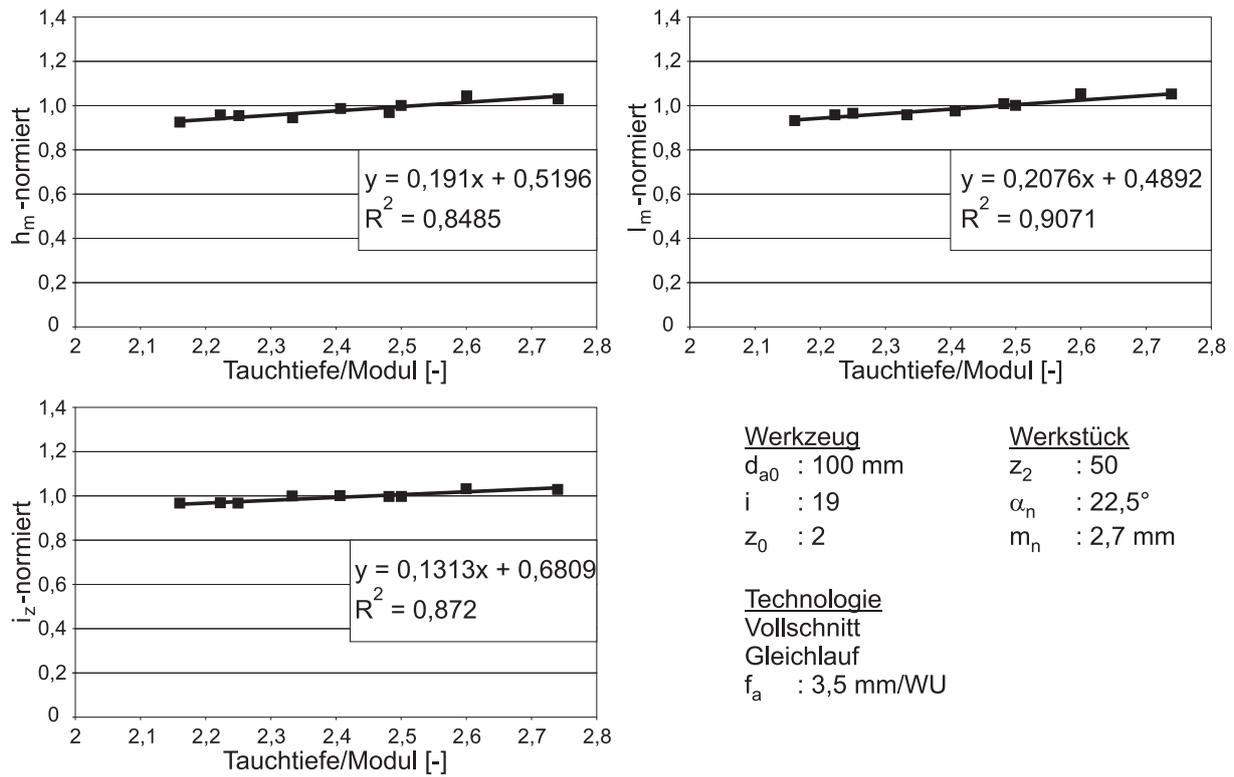


Bild A 10.1-7: Einfluss der auf den Modul bezogenen Tauchtiefe auf die Normierung der Belastungskennwerte

10.2 Anlage 2: Übersicht über Versuchswerkstücke und Werkzeuge

Tabelle A 10.2-1: aus den ZF7b-Rohlingen abgeleitete Verzahnungen

Werkstückdaten	Verzahnung 1	Verzahnung 2-1	Verzahnung 3-1	Verzahnung 4-1
Werkstoff	ZF7B	ZF7B	ZF7B	ZF7B
Modul mn [mm]	2,7	1,75	1,6	3,85
Werkstückzähnezahl z_2	41	59	75	31
Eingriffswinkel α_n [°]	22,5	15	20	20
Werkstückschrägungswinkel β_2 [°]	24,52	31,5	15	0
Steigungsrichtung Werkstück	links	links	rechts	-
Werkstückkopfkreismesser d_{a2} [mm]	130	130	130	130
Profilverschiebungsfaktor x [mm]	0,234	0,687	0,285	0,02
Verzahnbreite [mm]	29	29	29	29
Werkzeugdaten	Anwender 1	Anwender 2	Anwender 3	Anwender 4

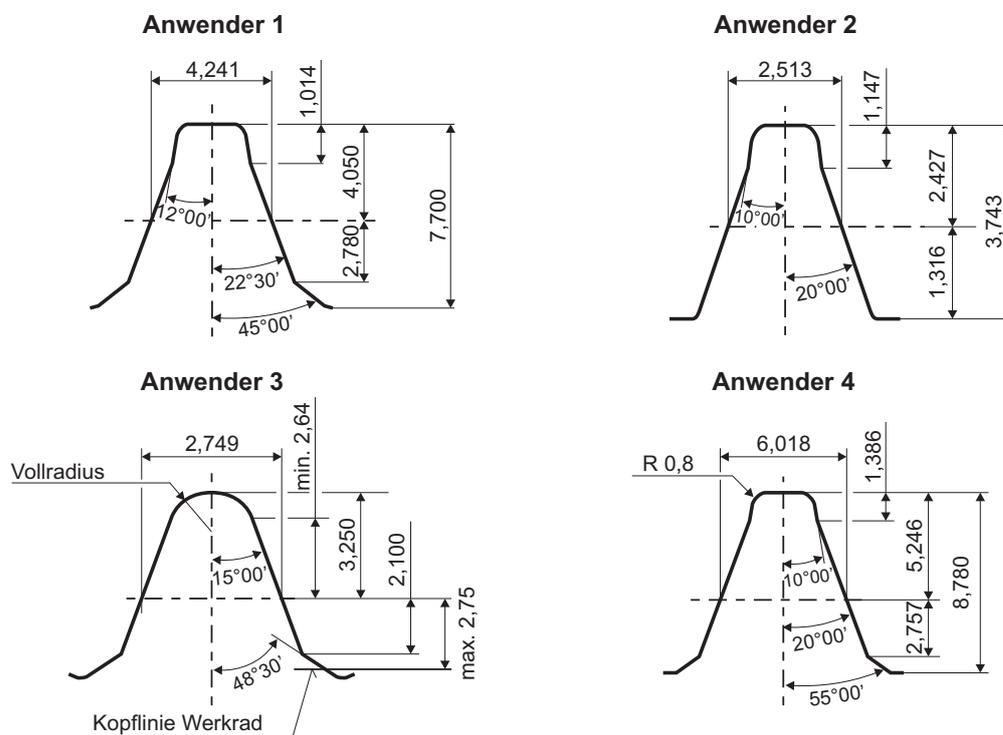


Bild A 10.2-1: Werkzeugbezugsprofile

10.3 Anlage 3: Werkstofftechnische Untersuchungen

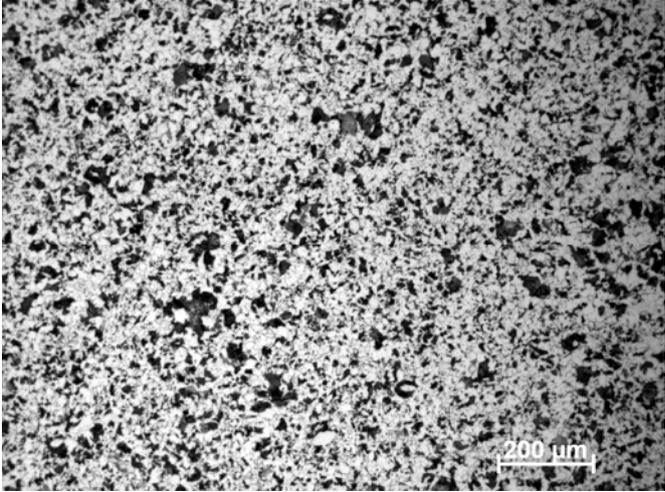
					<p>Anwender 1 Werkstoff: 20MnCr5 (ZF7B) Härtemessung nach Brinell: 175 HB187,5/ 2,5 $\cong R_m = 590 \text{ N/mm}^2$</p>				
C [%]	Si [%]	Mn [%]	P [%]	S [%]	Cr [%]	Mo [%]	Ni [%]	Al [%]	
0,15	0,2634	1,245	0,0123	0,0313	1,238	0,0529	0,2038	0,0369	
Co [%]	Cu [%]	Nb [%]	Ti [%]	V [%]	W [%]	Pb [%]	Sn [%]	Zr [%]	
0,011	0,1855	0,0029	0,0016	0,0073	<0,01	<0,002	0,124	0,0016	
Ca [%]	Ce [%]	Se [%]	Te [%]	Ta [%]	B [%]	N [%]	O [%]	Fe [%]	
0,0006	<0,0001	0,0015	<0,003	0,003	0,0023	0,0114	0,0111	96,5	

Bild A 10.3-1: Werkstoffkennwerte Anwender 1

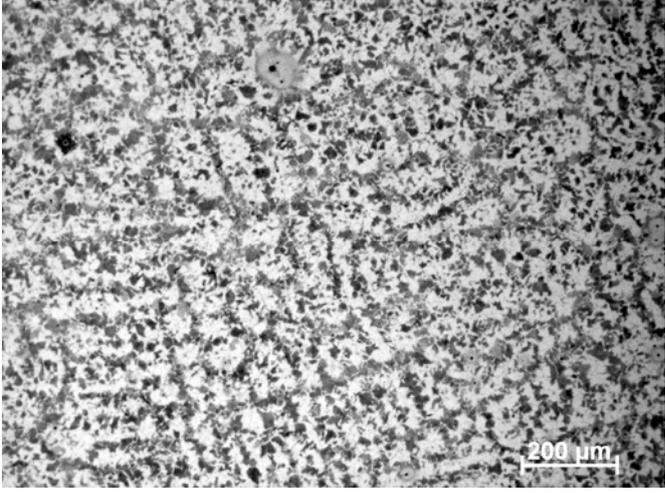
					<p>Anwender 2 Werkstoff: 20MnCrS5 Härtemessung nach Brinell: 209 HB187,5/ 2,5 $\cong R_m = 705 \text{ N/mm}^2$</p>				
C [%]	Si [%]	Mn [%]	P [%]	S [%]	Cr [%]	Mo [%]	Ni [%]	Al [%]	
0,1861	0,2407	1,319	0,0167	0,0221	1,175	<0,005	0,0558	0,0217	
Co [%]	Cu [%]	Nb [%]	Ti [%]	V [%]	W [%]	Pb [%]	Sn [%]	Zr [%]	
0,0067	0,01703	0,0023	0,0113	0,005	<0,01	<0,002	0,0076	0,0013	
Ca [%]	Ce [%]	Se [%]	Te [%]	Ta [%]	B [%]	N [%]	O [%]	Fe [%]	
0,0019	<0,0001	0,0019	<0,003	0,0021	0,0009	0,0212	0,0140	96,71	

Bild A 10.3-2: Werkstoffkennwerte Anwender 2

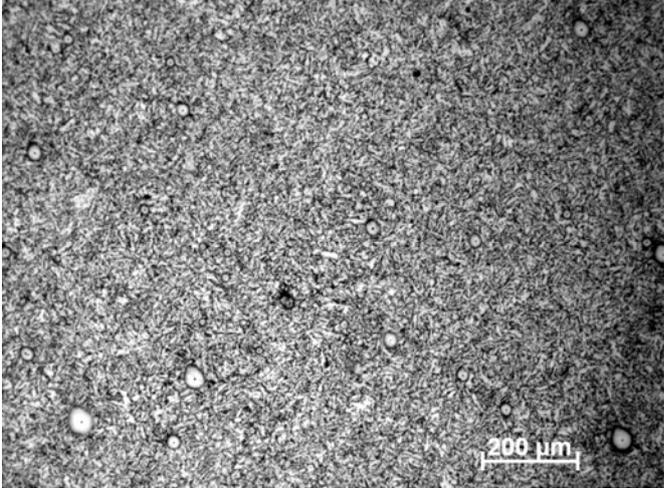
					<p>Anwender 3</p> <p>Werkstoff: 17NiCrMo6.4 (TL4521)</p> <p>Härtemessung nach Brinell:</p> <p>167 HB187,5/ 2,5</p> <p>≙ $R_m = 563 \text{ N/mm}^2$</p>			
C [%]	Si [%]	Mn [%]	P [%]	S [%]	Cr [%]	Mo [%]	Ni [%]	Al [%]
0,1469	0,0912	0,696	0,0156	0,0314	0,764	0,2802	1,616	0,0257
Co [%]	Cu [%]	Nb [%]	Ti [%]	V [%]	W [%]	Pb [%]	Sn [%]	Zr [%]
0,0056	0,0493	0,0024	0,0011	0,0034	<0,01	<0,002	0,136	0,0012
Ca [%]	Ce [%]	Se [%]	Te [%]	Ta [%]	B [%]	N [%]	O [%]	Fe [%]
0,0012	<0,0001	<0,001	<0,003	0,003	0,006	0,0243	0,0167	96,2

Bild A 10.3-3: Werkstoffkennwerte Anwender 3

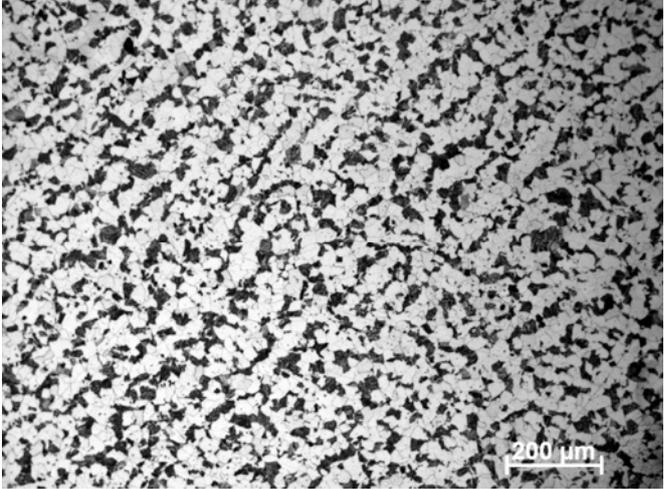
					<p>Anwender 4</p> <p>Werkstoff: 20MoCr4</p> <p>Härtemessung nach Brinell:</p> <p>199 HB187,5/ 2,5</p> <p>≙ $R_m = 671 \text{ N/mm}^2$</p>			
C [%]	Si [%]	Mn [%]	P [%]	S [%]	Cr [%]	Mo [%]	Ni [%]	Al [%]
0,20	0,2285	0,741	0,0143	0,0417	0,4407	0,4475	0,0944	0,0119
Co [%]	Cu [%]	Nb [%]	Ti [%]	V [%]	W [%]	Pb [%]	Sn [%]	Zr [%]
0,008	0,2242	0,0024	0,0012	0,0029	<0,01	<0,002	0,0122	0,0014
Ca [%]	Ce [%]	Se [%]	Te [%]	Ta [%]	B [%]	N [%]	O [%]	Fe [%]
0,0008	<0,0001	0,001	<0,003	0,0049	0,0007	>0,06	>0,066	97,29

Bild A 10.3-4: Werkstoffkennwerte Anwender 4

10.4 Anlage 4: Zusammenhang Geometrie / Belastungskenngrößen

Tabelle A 10.4-1: prozentuale Veränderung der Einflussgrößen

Zielgröße	Einflussgröße					
	Modul m_n (100 % Steigerung von 2 auf 4 mm)	Zähnezahl z_2 (100% Steigerung von 30 auf 60)	Schrägungswinkel β_2 (100% Steigerung von 20 auf 40°)	Axialvorschub f_a (100% Steigerung von 2 auf 4 mm/WU)	Stollenzahl i (100% Steigerung von 12 auf 24)	
Δ Kopfspannungsdicke h_{cumax}	$m_n = 1,5 \text{ mm}$	-31,20 %	0 %	42,50 %	-45,55 %	
	$m_n = 2,7 \text{ mm}$	-31,20 %	0 %	42,50 %	-45,55 %	
	$m_n = 4,0 \text{ mm}$	-31,20 %	0 %	42,50 %	-45,55 %	
Δ Schnittbogenlänge l_{max}	$m_n = 1,5 \text{ mm}$	0 %	-0,18 %	3,30 %	-2,46 %	
	$m_n = 2,7 \text{ mm}$	0 %	-0,44 %	3,30 %	-2,46 %	
	$m_n = 4,0 \text{ mm}$	0 %	-0,62 %	3,30 %	-2,46 %	

Tabelle A 10.4-2: prozentuale Veränderung der Einflussgrößen

Zielgröße	Einflussgröße				
	Gangzahl z_0 (100 % Steigerung von 2 auf 4)	Profilverschiebung x (100% Steigerung von 0,2 auf 0,4)	Werkzeugzahnkopfhöhe h_{a0} (100% Steigerung von 1,5 mm auf 3 mm für $m=1,5$ mm, von 2,5 mm auf 5 mm für m = 2,7 mm und von 4 mm auf 8 mm für $m = 4,0$ mm)	Werkzeugdurch- messer d_{a0} (100% Steigerung von 65 auf 130 mm)	
Δ Kopfspanungs-	$m_n = 1,5$ mm	-0,30 %	13,59 %	-14,57 %	
dicke h_{cumax}	$m_n = 2,7$ mm	-0,30 %	13,59 %	-14,57 %	
	$m_n = 4,0$ mm	-0,30 %	13,59 %	-14,57 %	
Δ Schnittbogen-	$m_n = 1,5$ mm	0 %	11,03 %	26,23 %	
länge l_{max}	$m_n = 2,7$ mm	0 %	11,03 %	26,23 %	
	$m_n = 4,0$ mm	0 %	11,03 %	26,23 %	

10.5 Anlage 5: Druckliste Hilfsprogramm Kenngrößenermittlung (SPA-kenn)

Tabelle A 10.5-1

Programmversion vom 03.12.2009!

A U S G A B E P R O T O K O L L: 16-1-001-1XX.PR

der 2. Anschlussrechnung an SPARTA (Programm des WZL der RWTH Aachen): 3.02

Eingabedatei: 1_KENNGES.CSV

Kontrolldaten:

M: 2.70 mm, B: 29.00 mm, BETA:-24.52 Grad, Z: 41, IGANG: 2
 E: 30.7 mm A: 7.0 mm
 DA0: 100.00 mm TAX: 8.50 mm LA0: 46.61 mm NI: 19,

H-Belastungsst. (O. SH.) bez-V.(1, 11, 55): 5.972

Gang: 1 Waelzstellung:-26 Profilabwick. : 0.096

Max. belastete. Waelzstellung.:-20 bez.VOL-Summe: 3.59 mm*mm in Gang: 2

Profilabwicklungspunkt mit max. Belastung: 0.10
 bez.VOL-Summe (alle Waelzstellungen) : 5334.80 mm*mm in Gang: 1

3D-Ausgabe -> 1
 Ausgabe fuer eine Waelzstellung -> 2
 Ausgabe fuer einen Abwicklungspunkt -> 3
 Gewaehlte Variante: 3
 Grafikausgabe excelgerecht in: 16-1-001-1XX Dateien

Gewaehlter Punkt der Werkzeugschneide: 0.00
 Betrachteter Gang: 1
 Schnittweg pro Werkstueck: 1.307 m
 Shiftbereich: 145.286 mm
 Zaehnezahl im Shiftbereich: 324.873
 Shiftschrittzahl: 162
 Fräserstandlaenge pro Durchshiftung: 211.711 m
 Fräserstandlaenge pro Scharfschliff: 324.873 m
 Zahnstandlaenge pro Durchshiftung: 0.652 m
 Werkstuecke pro Scharfschliff: 248
 Zahl der Durchshiftungen: 1.53
 Stelle Profilabw. max. Belastung: 0.096 mm
 VOL-Summe/Zahn (Durchshiftung): 5334.8 mm*mm
 VOL-Summe/Zahn (Fräser): 8186.3 mm*mm

Mittelwert der mittl. Spannungsdicke: 0.065 mm
Mittelwert der mittl. Schnittbogenl.: 7.7 mm
Zahl aktiver Gesamt-Zahneingriffe: 11890 pro m L/Zahn

10.6 Anlage 6: Druckliste Statistische Spananalyse (Statistikanalyse)

Tabelle A 10.6-1

Ausgabedatei zur Statistischen Spananalyse

Programmversion:	1.0		
Benutzerkennung:	hk		
Datei erstellt am:	17. 5.2010	15:50 Uhr	
SPARTA Version:	3.02		
Identifikationsnummer: (Bearbeitungsfall)	Variante 16-1		
Werkstueckdaten :			
Zaehnezahl :	41		
Normalmodul :	2.70 mm		
Schraegungswinkel :	24.52 Grad		
Breite :	29.00 mm		
Werkzeugdaten:			
Aussendurchmesser :	100 mm		
	Linkes Profil	Rechtes Profil	
Protuberanzhoehe (HPRPOW) =	1.014 mm	1.014 mm	
Protuberanzbetrag (PRPOW) =	0.100 mm	0.100 mm	
Protuberanzwinkel (APRPOW) =	12.000 mm	12.000 mm	
Schneidkantenlaenge:	18.256 mm		
SPARTA Berechnungspunkte entlang der Schneidkantenlaenge :	107		
Kopfabwicklung:	2.044 mm		
Reparaturabstand (Spalten) :	1 (0.171 mm)		
Reparaturabstand (Zeilen) :	1 (0.925 mm)		
Statistische Auswertung :			

Anzahl der Zahneingriffe :	625		
Gesamtzahl der entstehenden Spaene :	960		
Einflankenspaene absolut (relativ) :	348	(36.25 %)	
auf EF	95	(9.90 %)	
auf Kopf	8	(0.83 %)	
auf AF	245	(25.52 %)	
Reparaturen	206		
Zweiflankenspaene absolut (relativ):	213	(22.19 %)	
auf EF und Kopf	168	(17.50 %)	
auf Kopf und AF	45	(4.69 %)	

Reparaturen	146	
Dreiflankenspaene absolut (relativ):	237	(24.69 %)
Spanklasse I	0	(0.00 %)
Spanklasse II	43	(4.48 %)
Spanklasse III	0	(0.00 %)
Spanklasse IV	0	(0.00 %)
Spanklasse 12	8	(0.83 %)
Spanklasse 13	6	(0.62 %)
Spanklasse 14	5	(0.52 %)
Spanklasse 21	81	(8.44 %)
Spanklasse 23	34	(3.54 %)
Spanklasse 24	5	(0.52 %)
Spanklasse 31	22	(2.29 %)
Spanklasse 32	24	(2.50 %)
Spanklasse 34	6	(0.62 %)
Spanklasse 41	3	(0.31 %)
Reparaturen	475	
durchschnittl. sek. Behinderung auf der EF		78.5 %
durchschnittl. sek. Behinderung auf der AF		60.4 %
Zahneingriffe in denen mehrere Spanstuecken entstanden:	277	(28.96%)
2 Spanstuecken :	225	(23.44%)
3 Spanstuecken :	46	(4.79%)
mehr als 3 Spanstuecken :	6	(0.62%)
max. Spannungsdicke:	0.241 mm	bei Span: 13D2__4_1_-34.CSV
mittl. Spannungsdicke:	0.022 mm	Mittel ueber 960 Spaene
max. Spanungslaenge:	28.67 mm	bei Span: 13D2_10_1_-10.CSV
mittl. Spanungslaenge:	7.580 mm	Mittel ueber 960 Spaene

Kommentar: Berechnung und Auswertung erfolgreich durchgefuehrt

10.7 Anlage 7: Ergebnisse von Schlagzahnuntersuchungen

10.7.1 Schlagzahnversuche mit Werkstoff ZF7b Modul 1,6 mm:

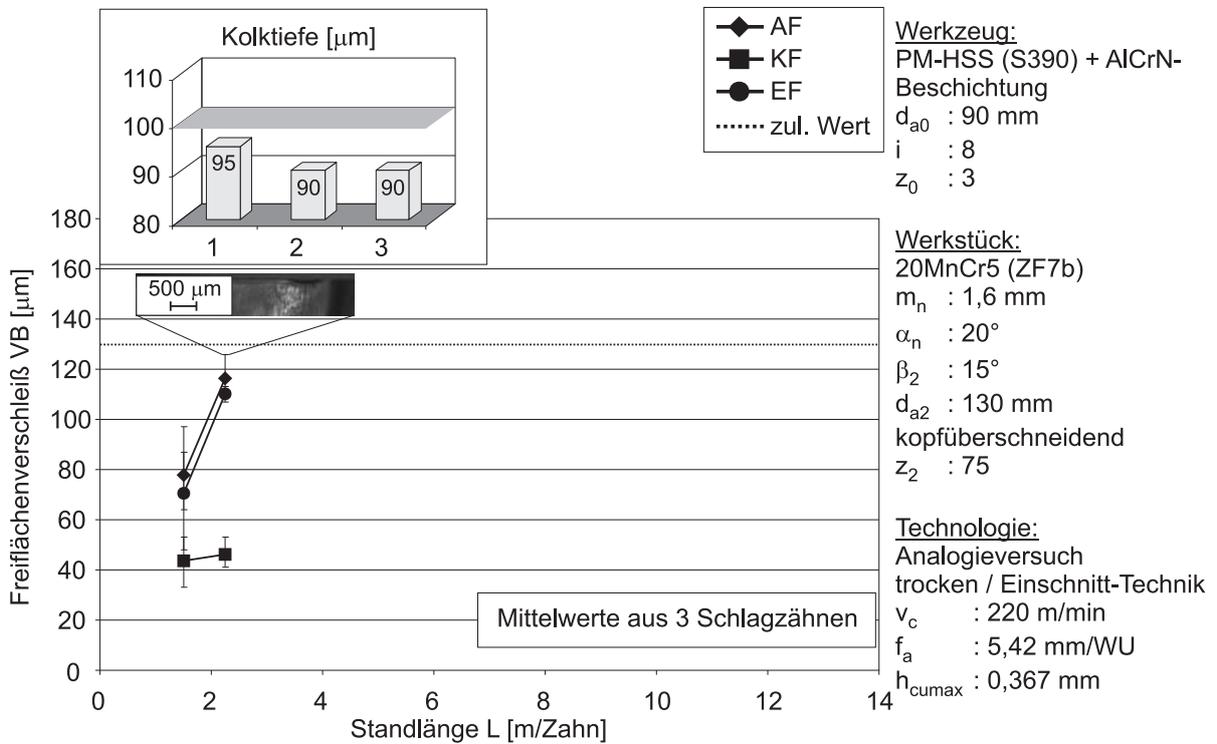


Bild A 10.7-1: Versuch 1.1.1 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

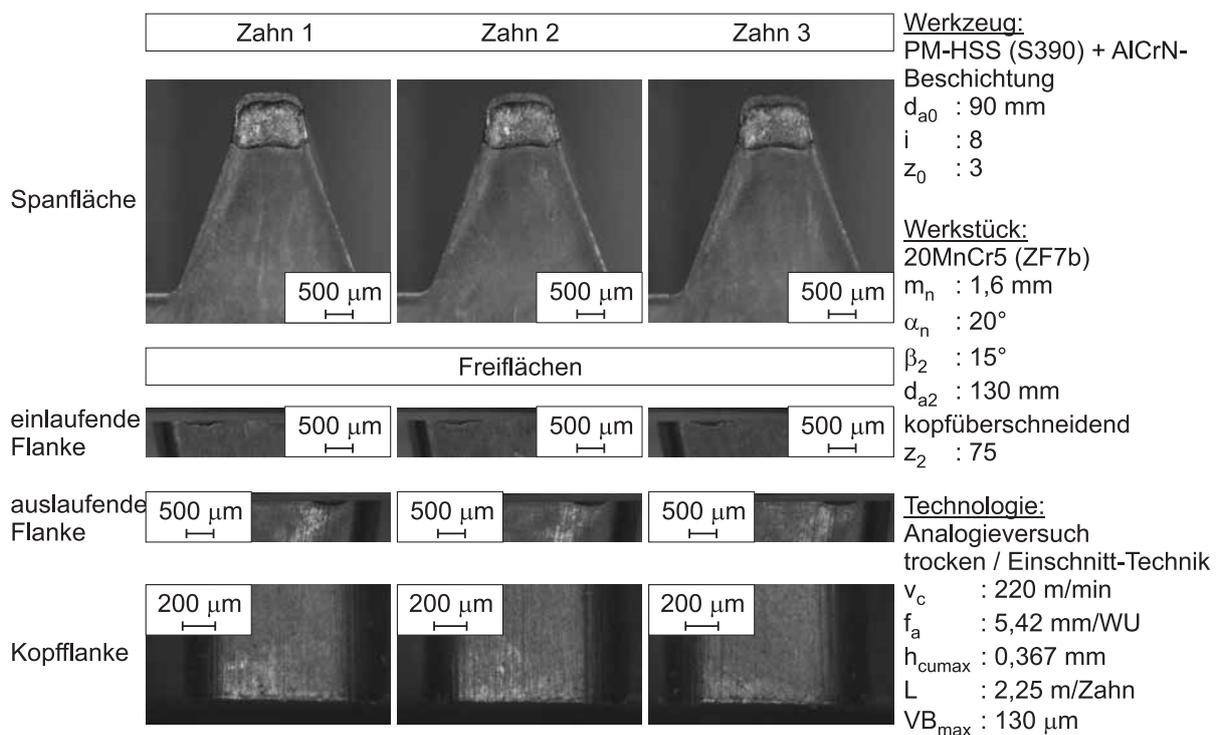


Bild A 10.7-2: Versuch 1.1.1 Verschleißzustand bei Versuchsende

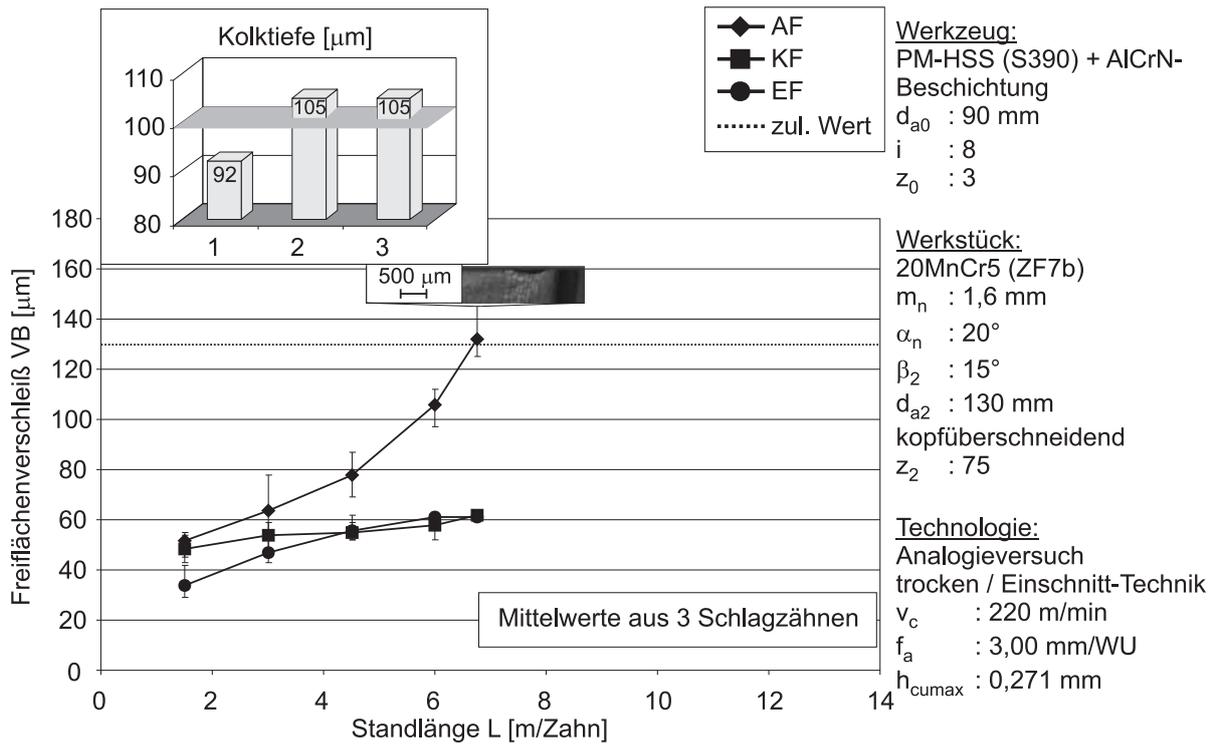


Bild A 10.7-3: Versuch 1.1.2 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

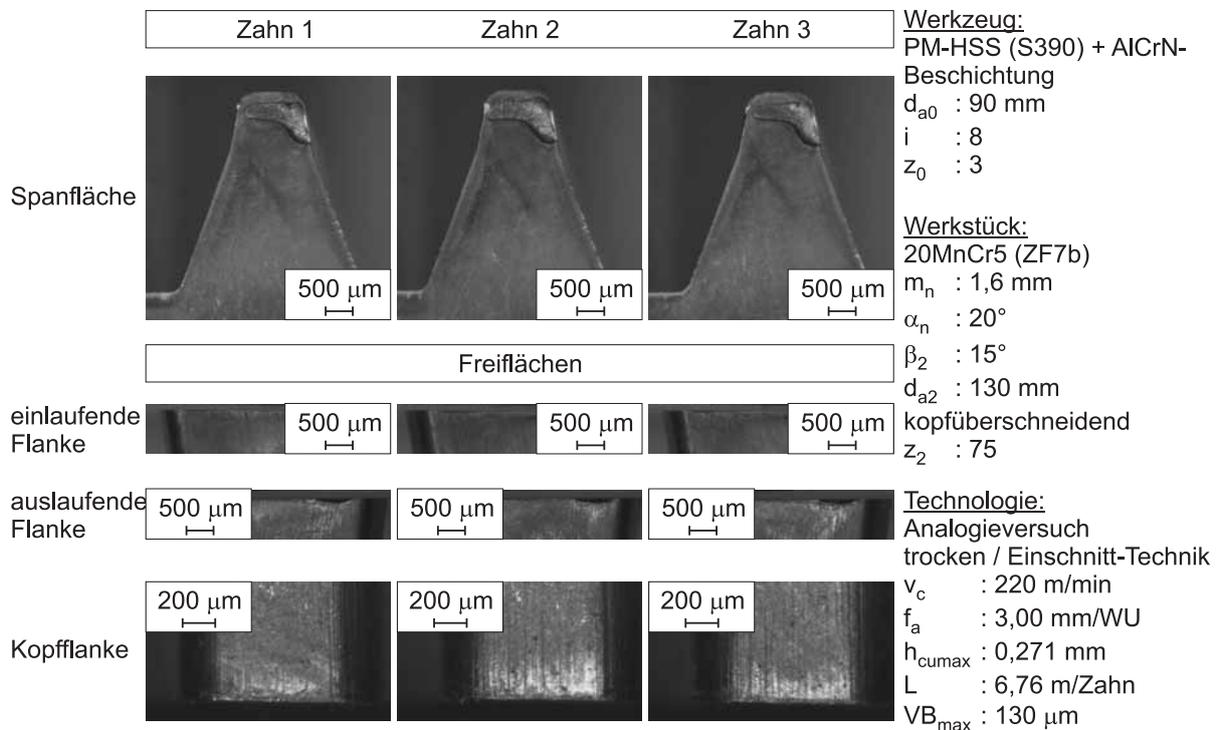


Bild A 10.7-4: Versuch 1.1.2 Verschleißzustand beim Versuchsende

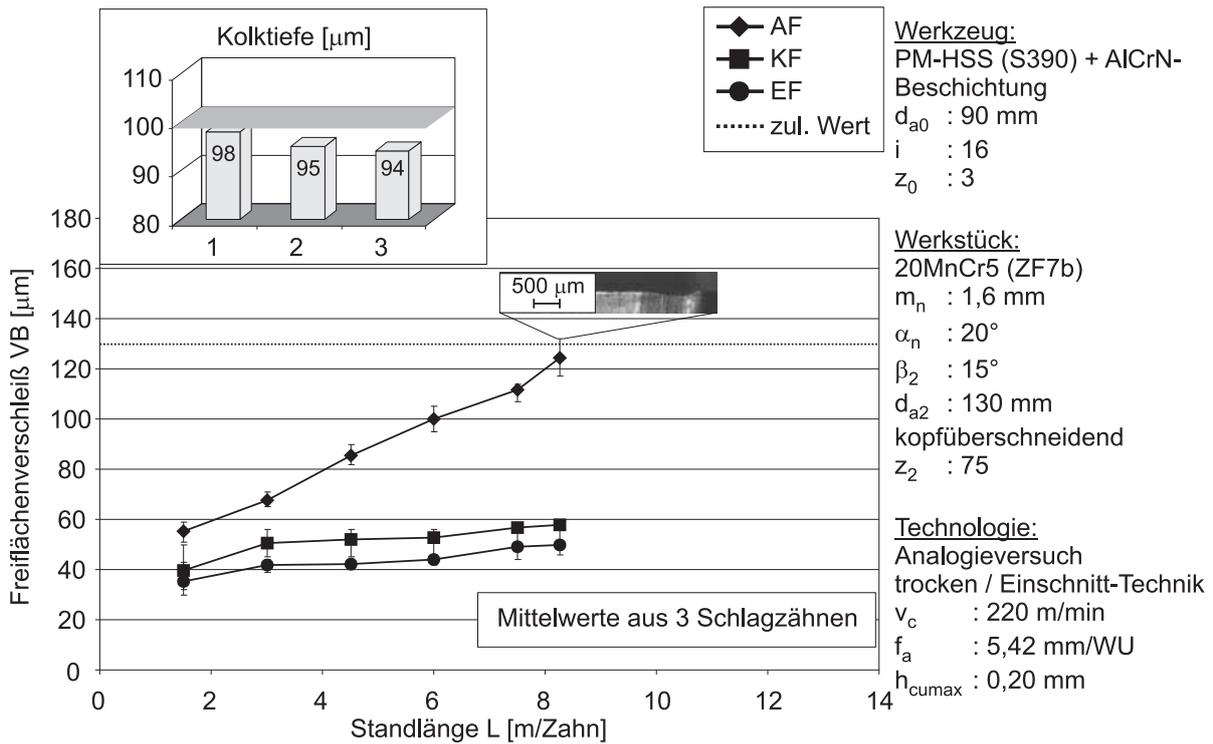


Bild A 10.7-5: Versuch 1.1.3 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

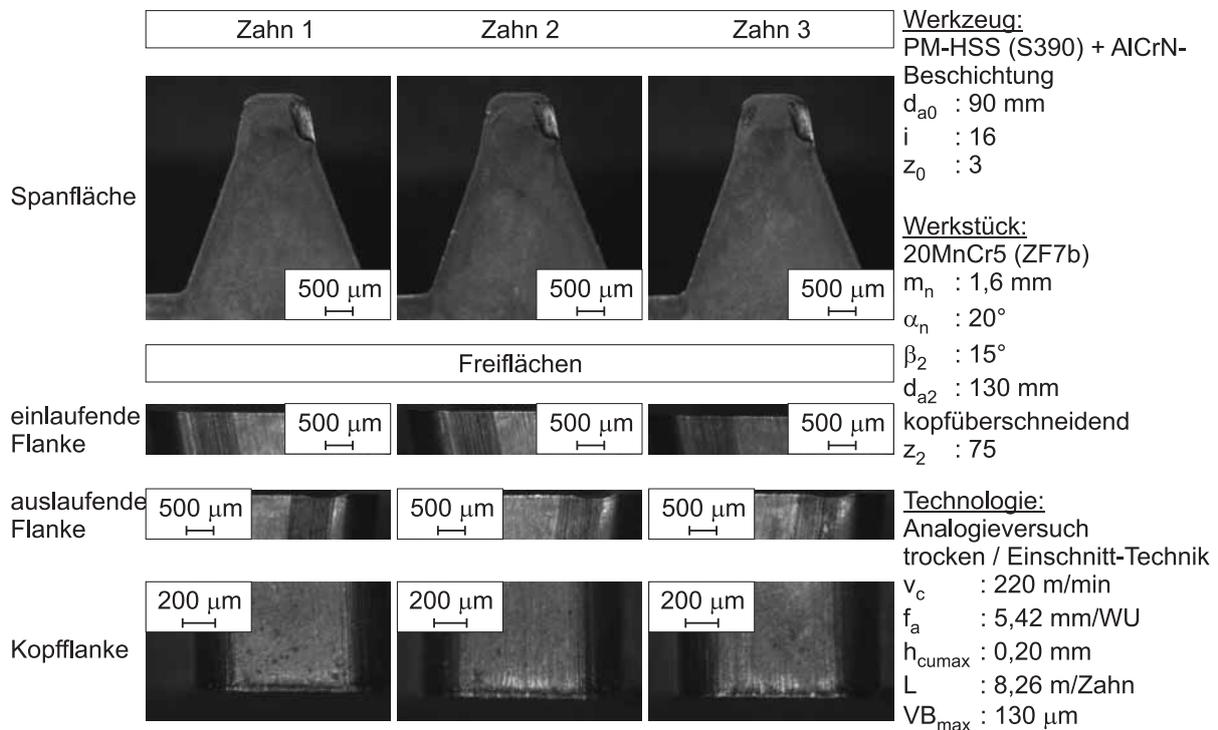


Bild A 10.7-6: Versuch 1.1.3 Verschleißzustand beim Versuchsende

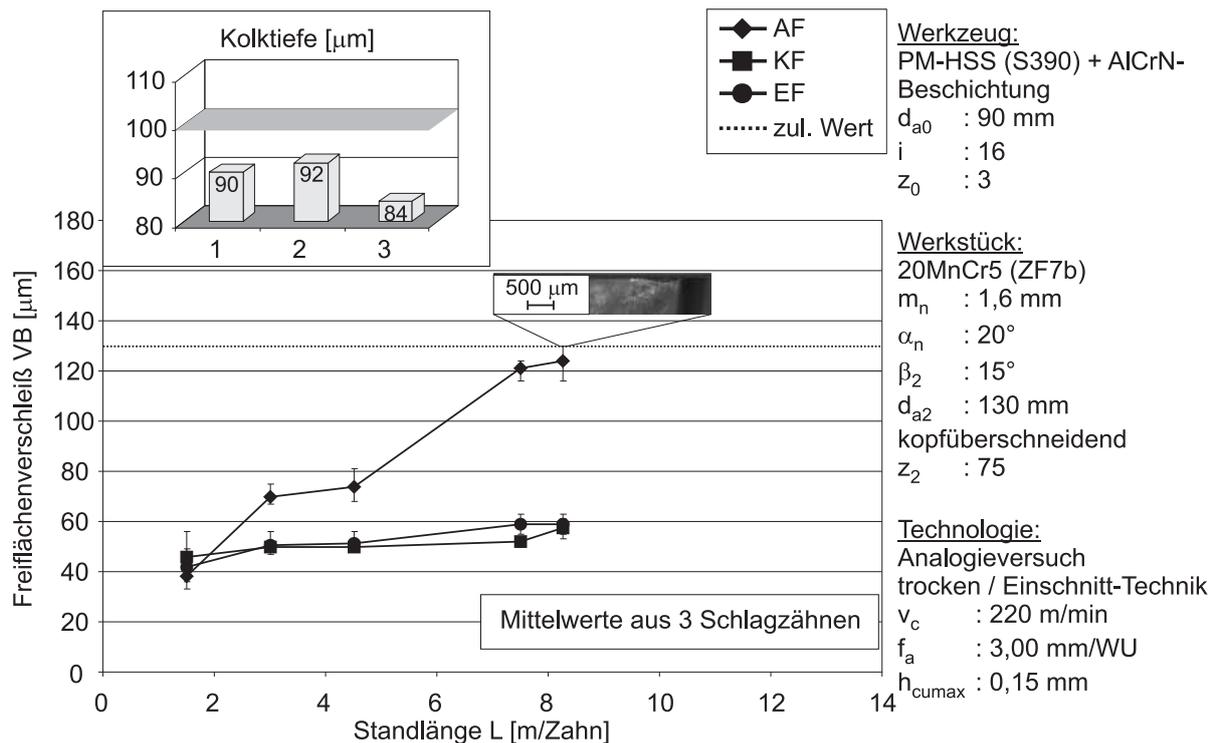


Bild A 10.7-7: Versuch 1.1.4 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

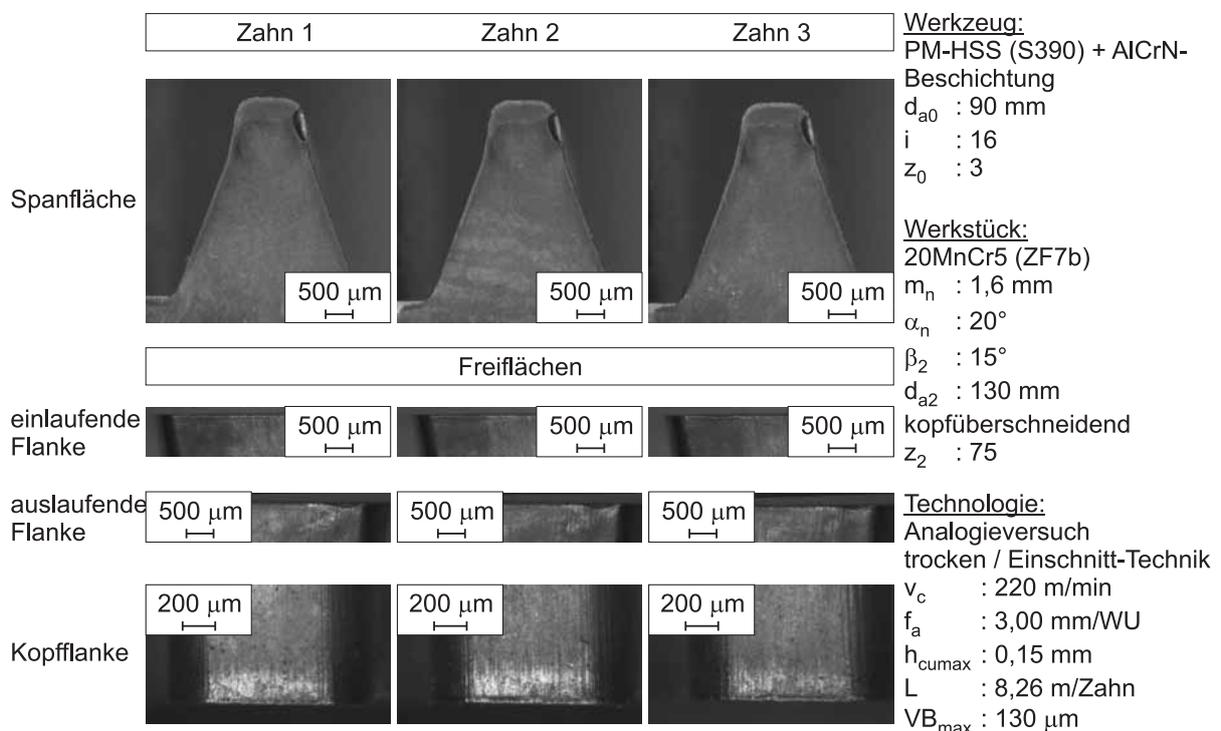


Bild A 10.7-8: Versuch 1.1.4 Verschleißzustand beim Versuchsende

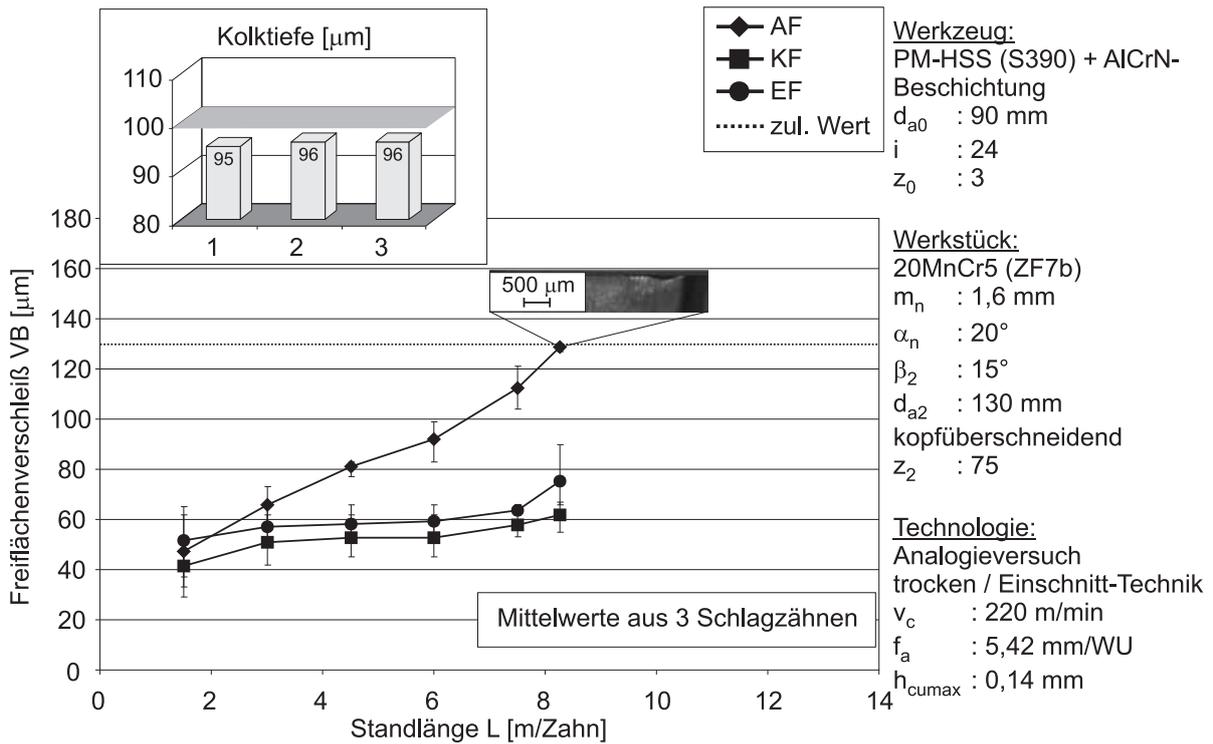


Bild A 10.7-9: Versuch 1.1.5 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

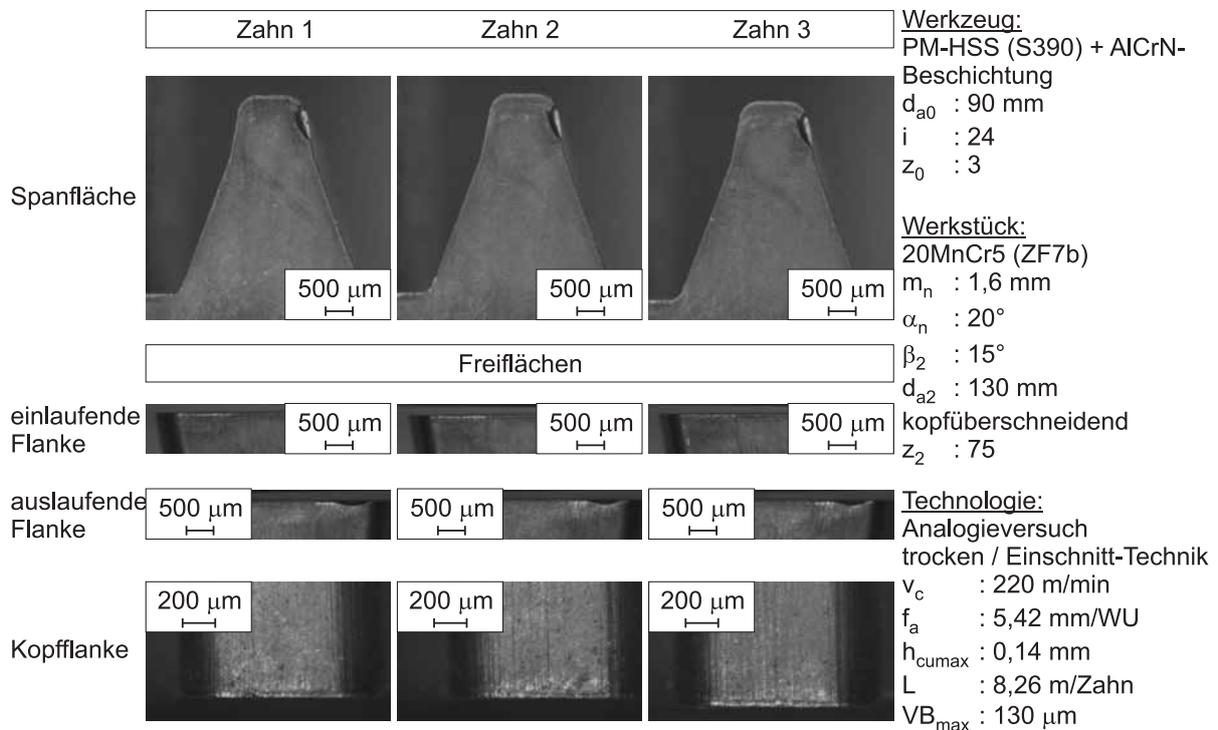


Bild A 10.7-10: Versuch 1.1.5 Verschleißzustand beim Versuchsende

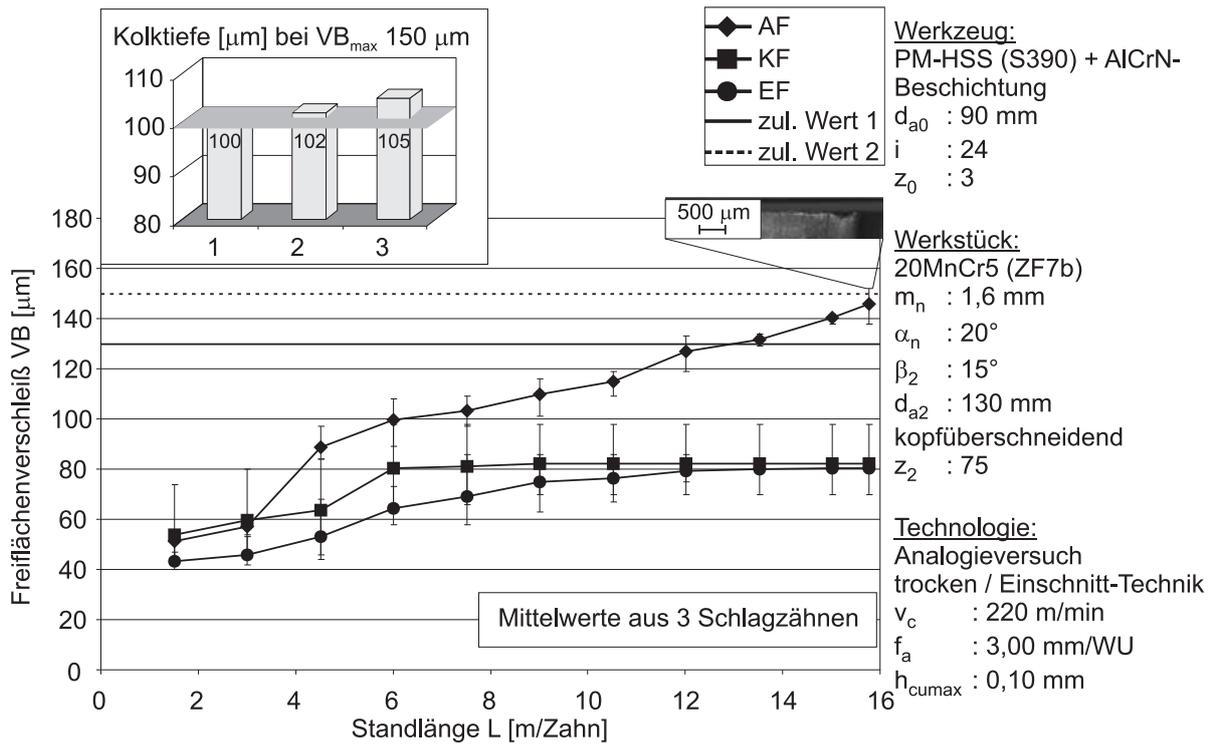


Bild A 10.7-11: Versuch 1.1.6 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

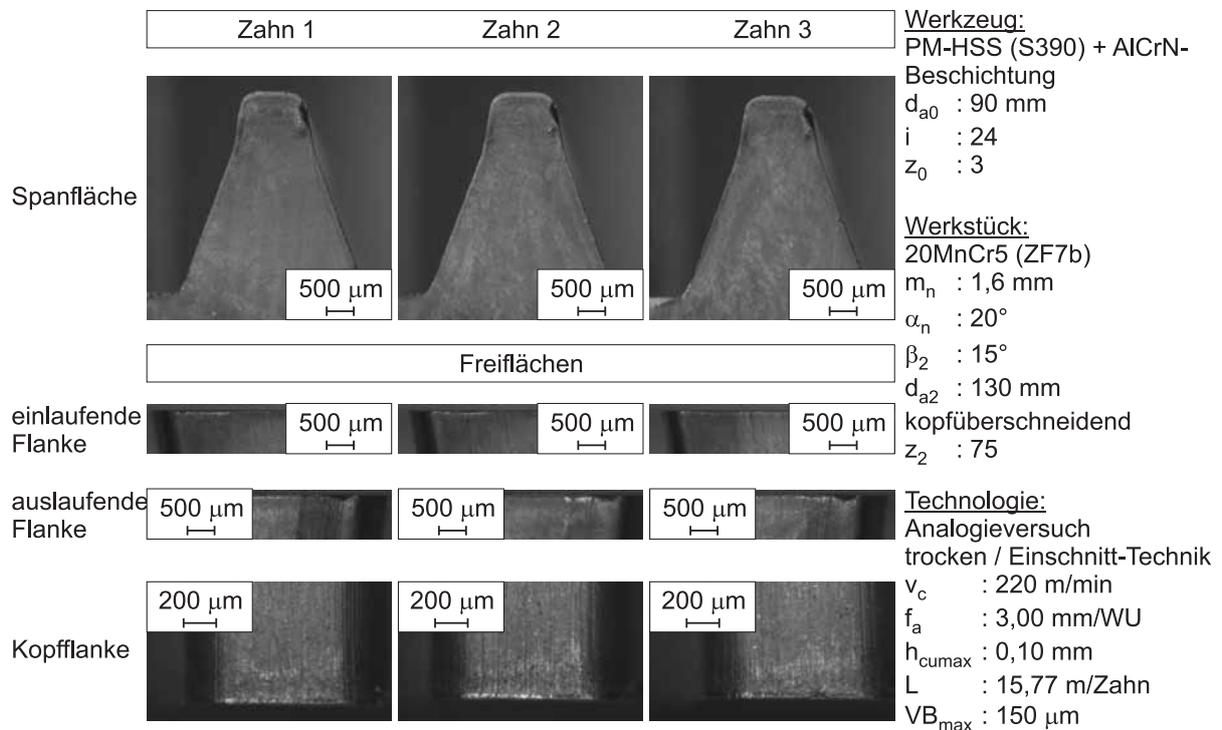


Bild A 10.7-12: Versuch 1.1.6 Verschleißzustand beim Versuchsende

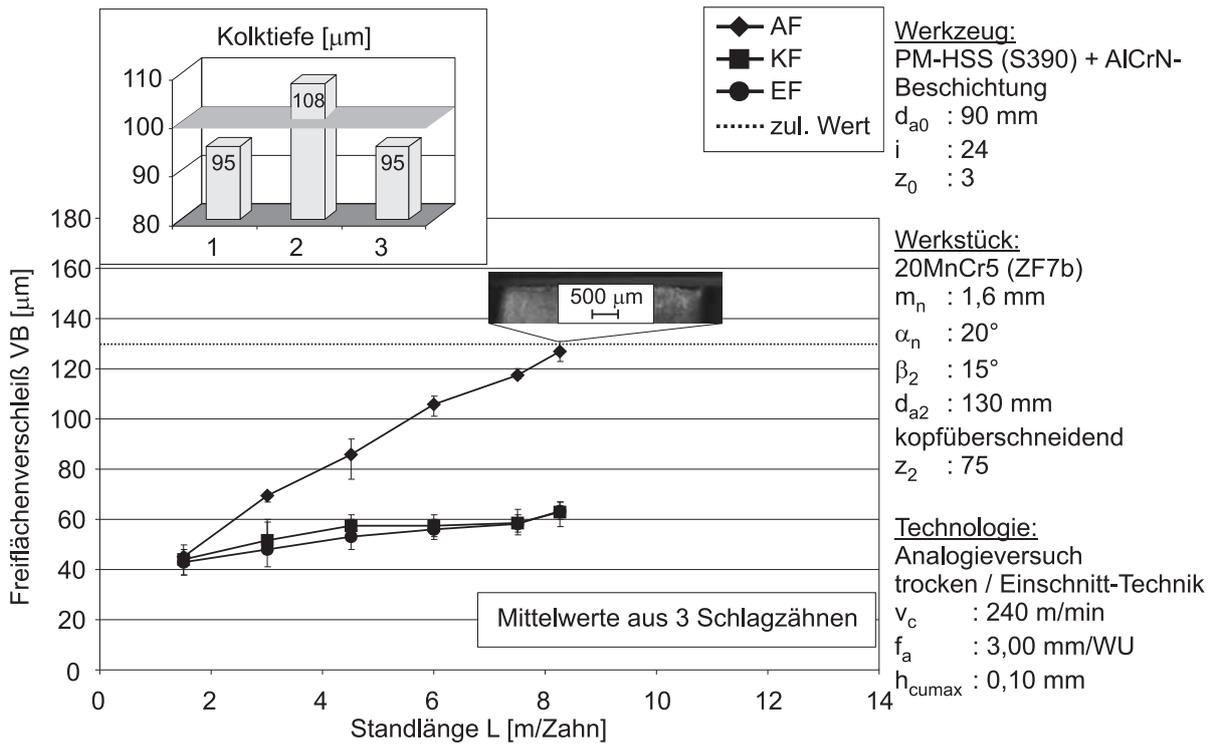


Bild A 10.7-13: Versuch 1.1.7 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

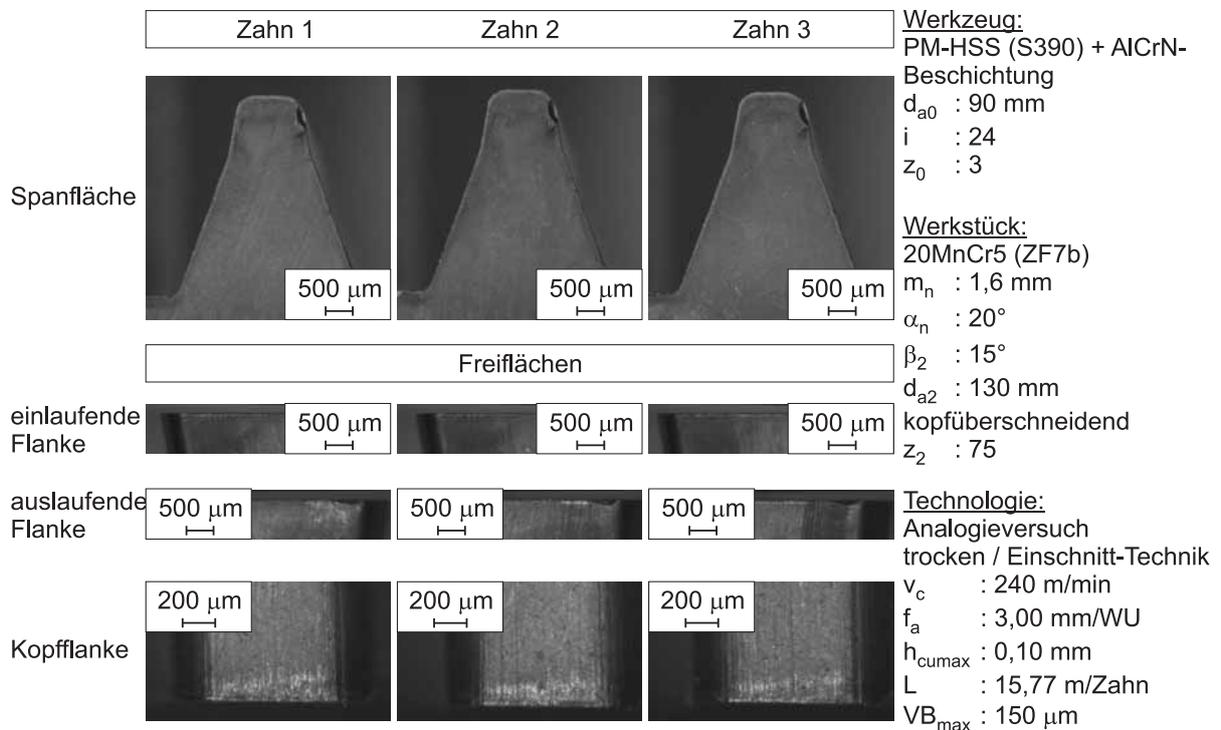


Bild A 10.7-14: Versuch 1.1.7 Verschleißzustand beim Versuchsende

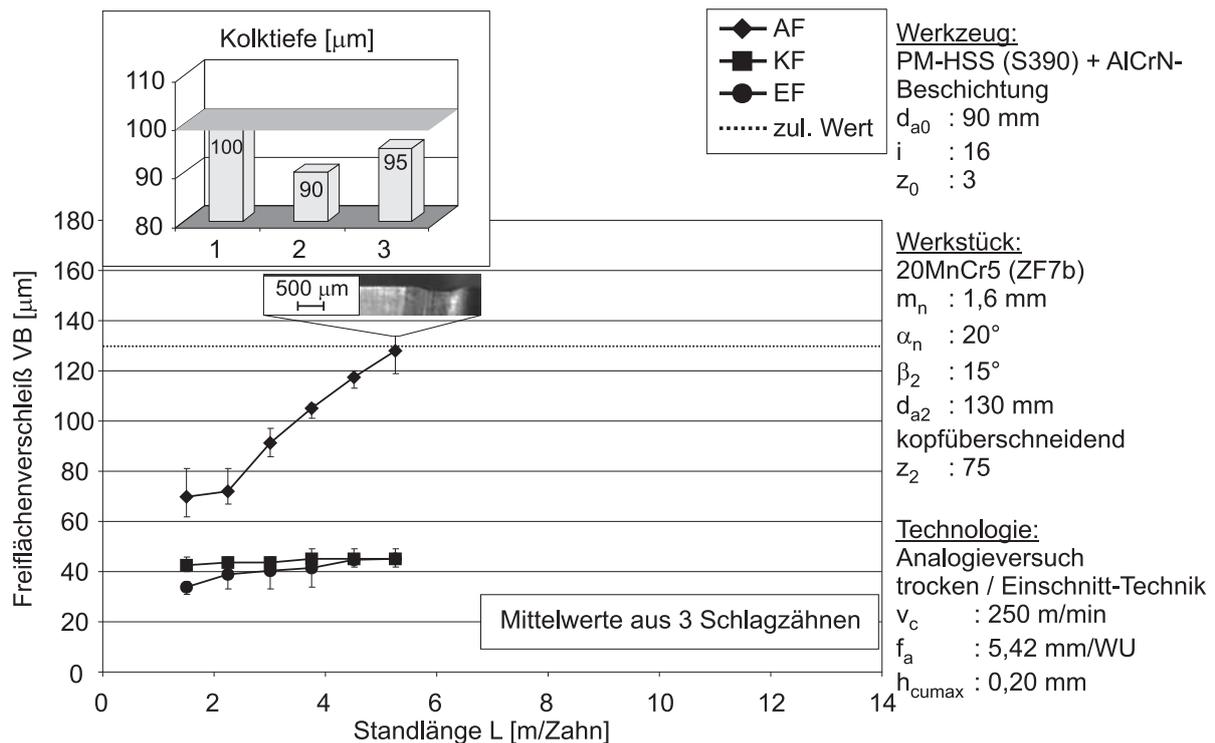


Bild A 10.7-15: Versuch 1.1.8 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

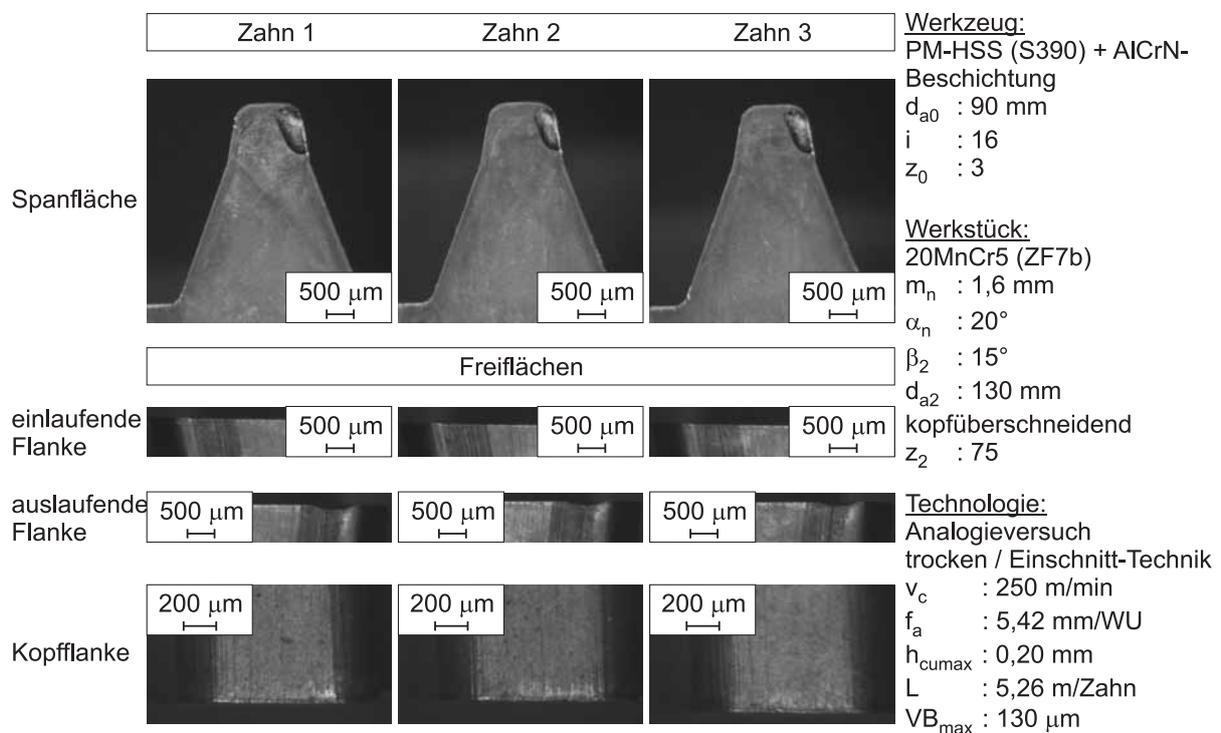


Bild A 10.7-16: Versuch 1.1.8 Verschleißzustand beim Versuchsende

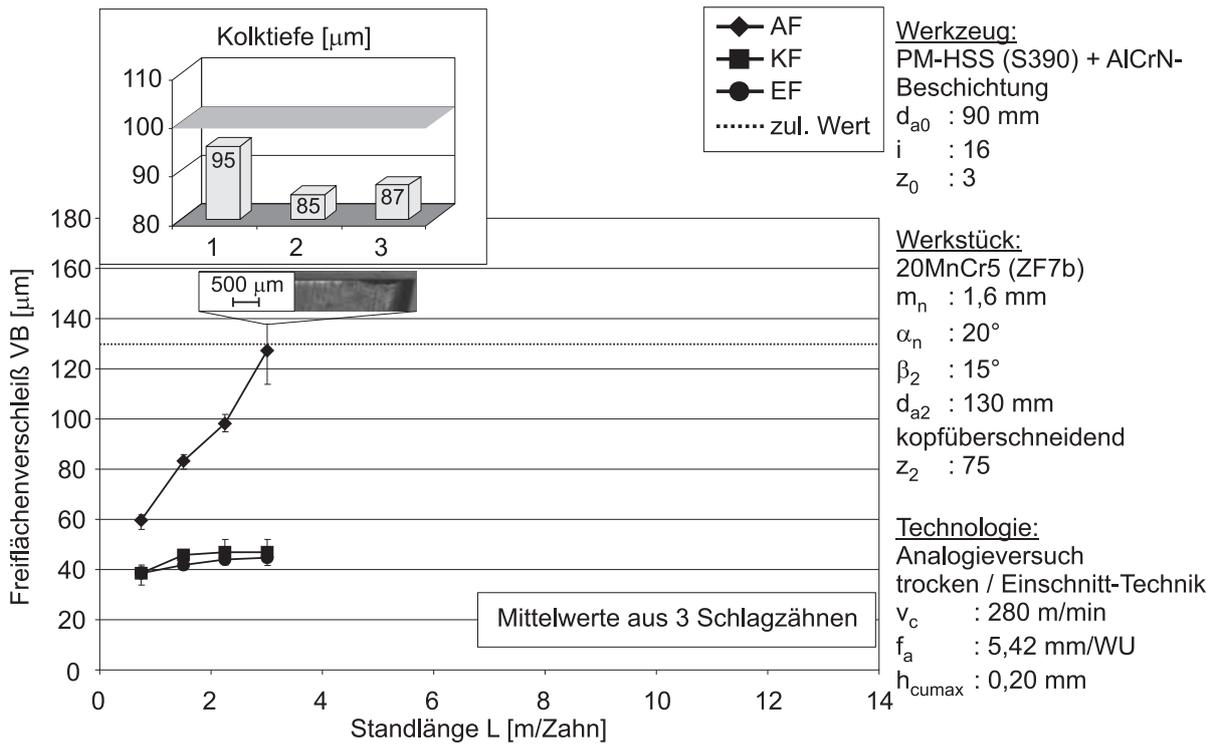


Bild A 10.7-17: Versuch 1.1.9 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

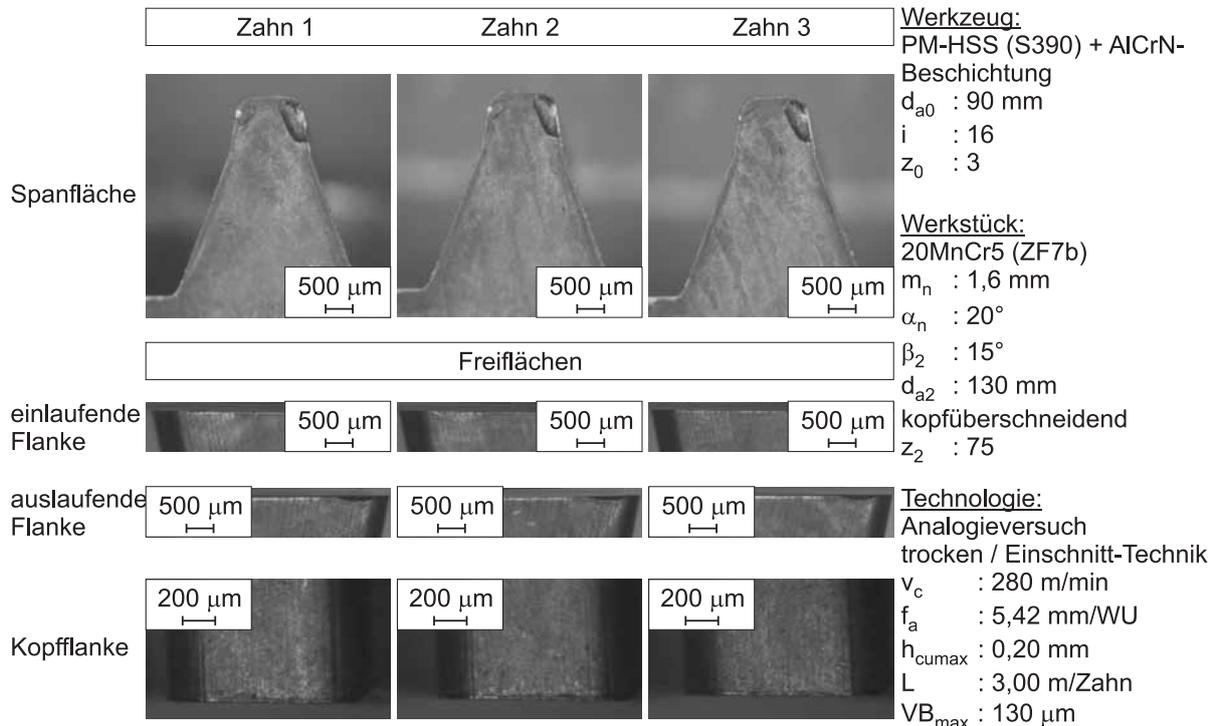


Bild A 10.7-18: Versuch 1.1.9 Verschleißzustand beim Versuchsende

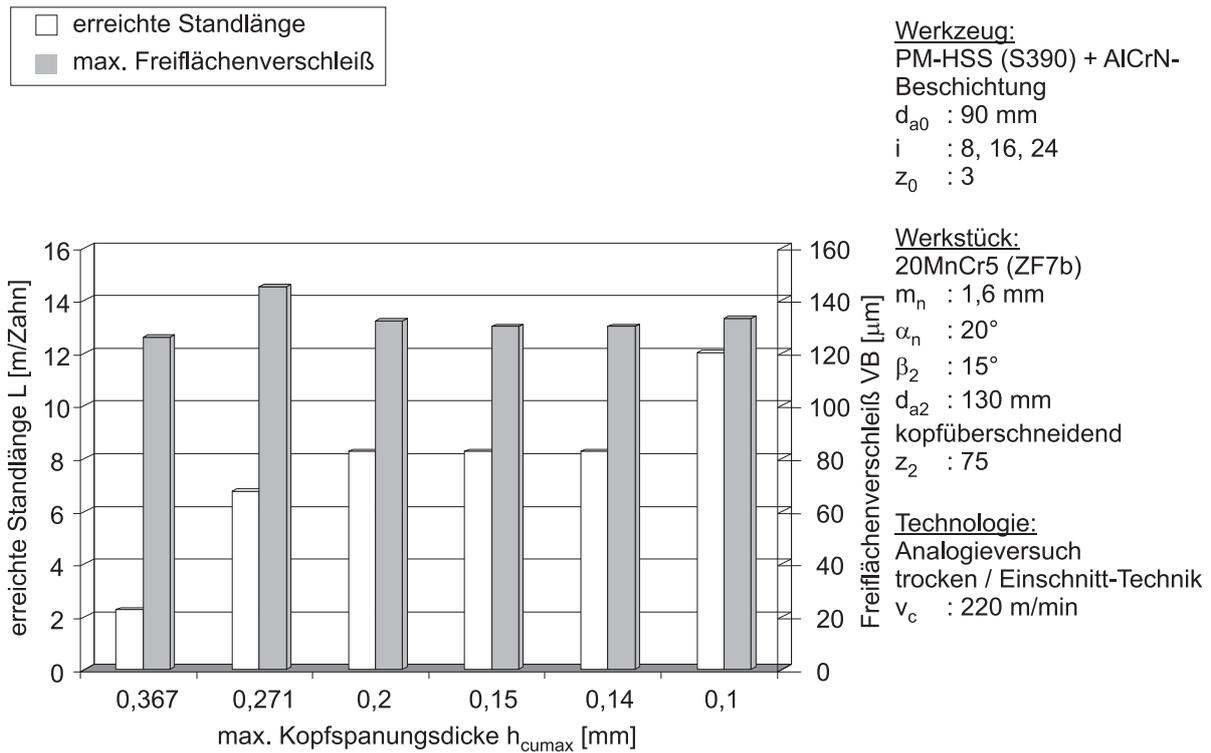


Bild A 10.7-19: Ergebnisübersicht Versuche 1.1.1 bis 1.1.6

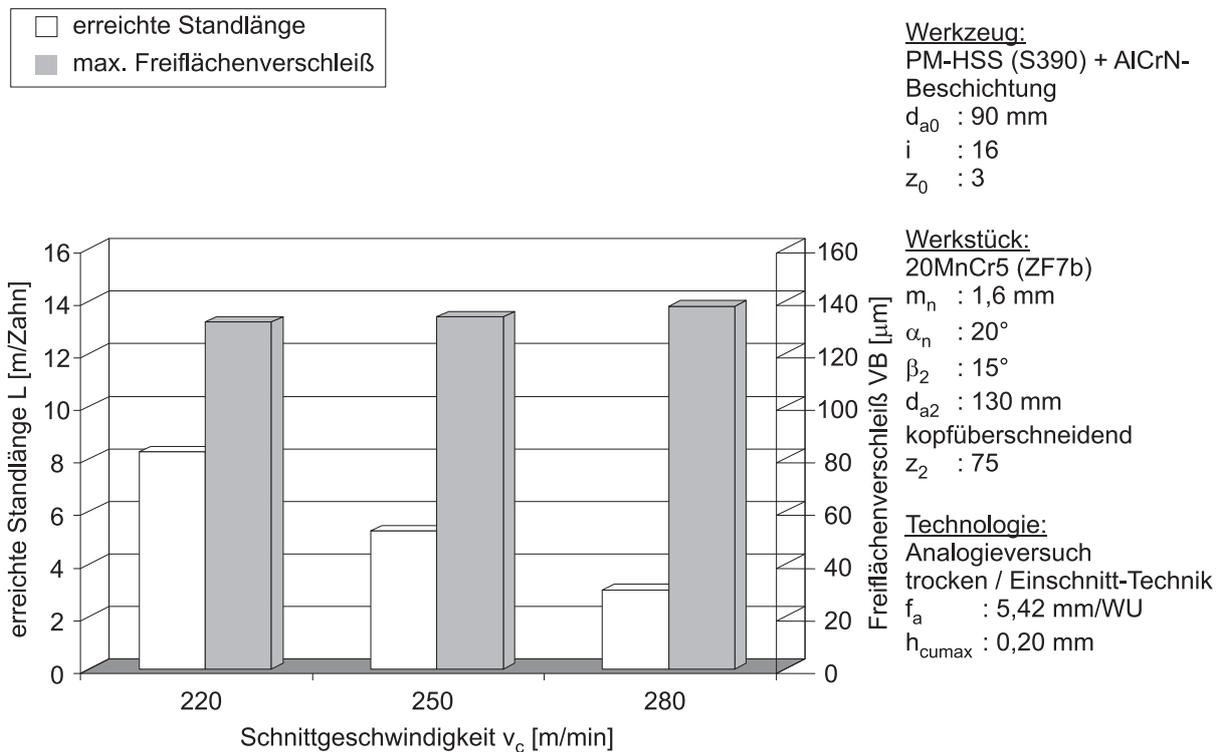


Bild A 10.7-20: Ergebnisübersicht Versuche 1.1.7 bis 1.1.9

10.7.2 Schlagzahnversuche mit Werkstoff ZF7b Modul 1,75 mm:

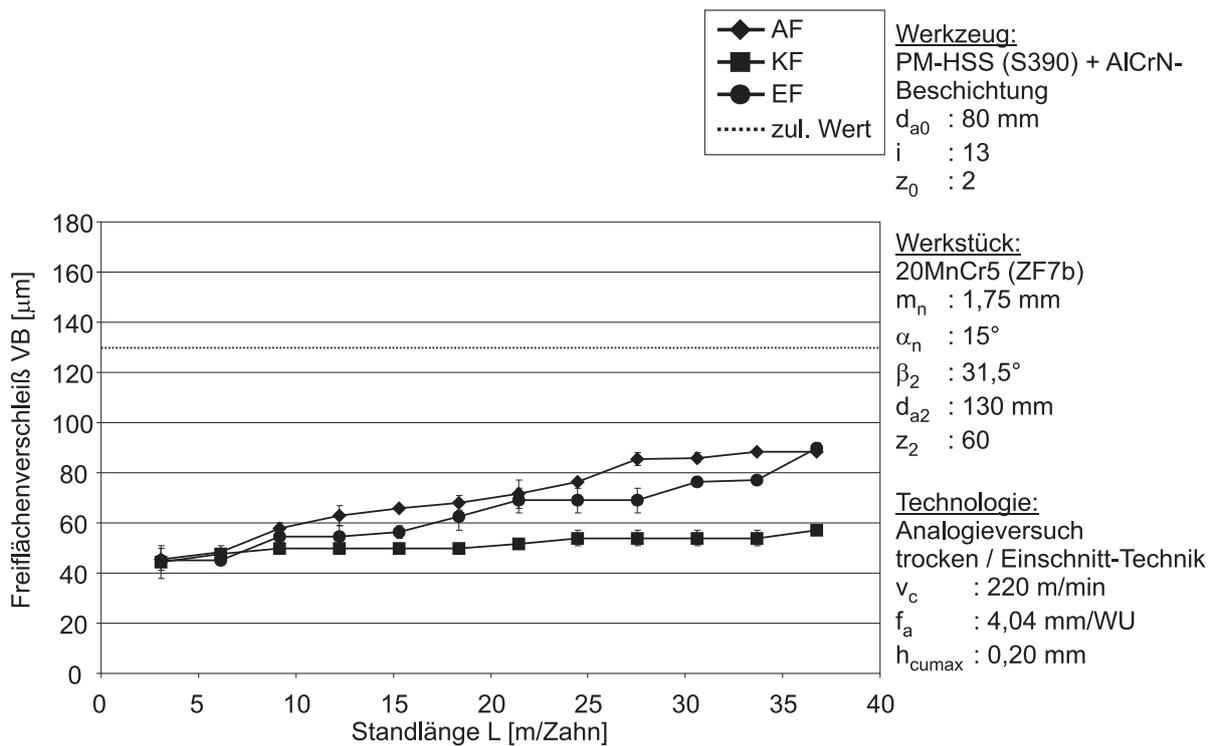


Bild A 10.7-21: Versuch 1.2.1 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

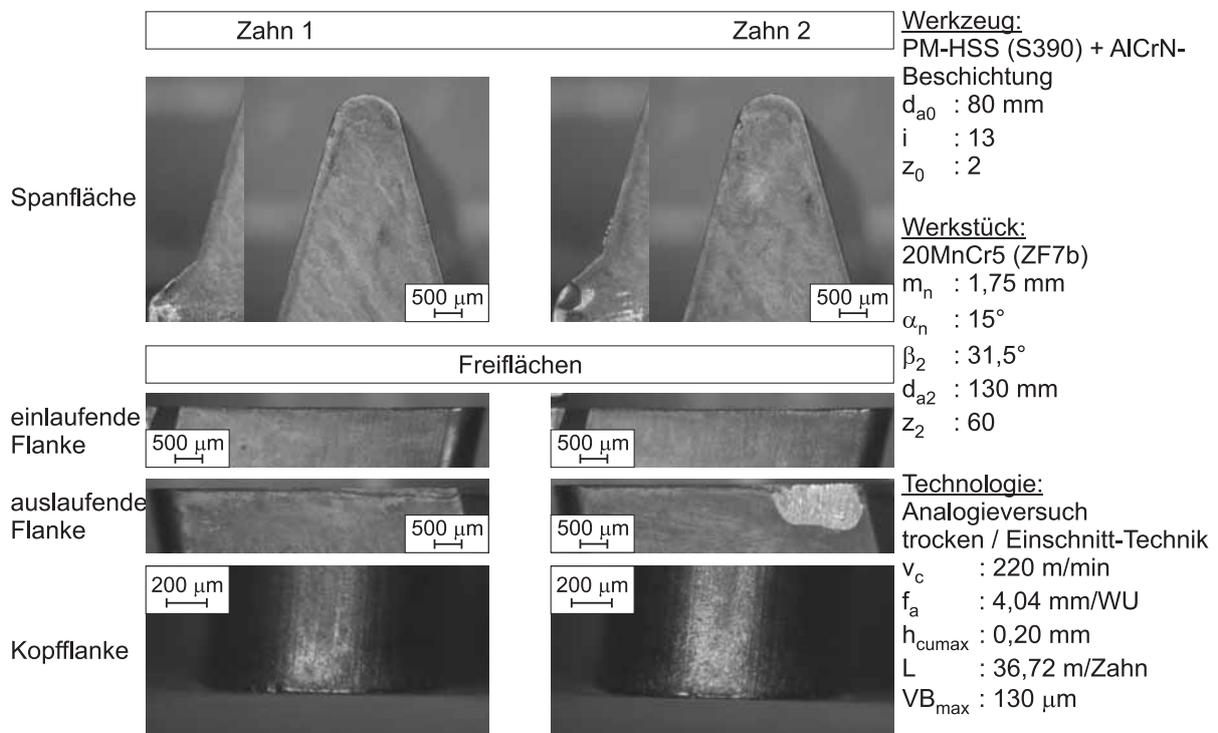


Bild A 10.7-22: Versuch 1.2.1 Verschleißzustand beim Versuchsende

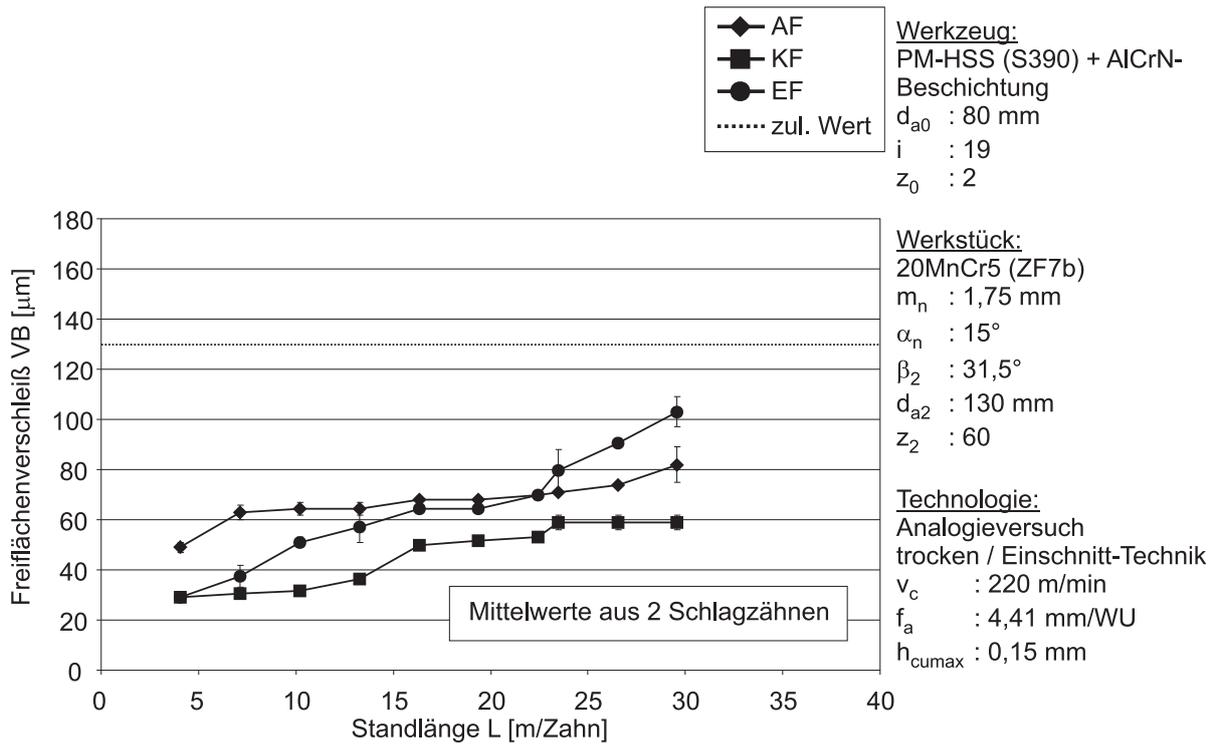


Bild A 10.7-23: Versuch 1.2.2 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

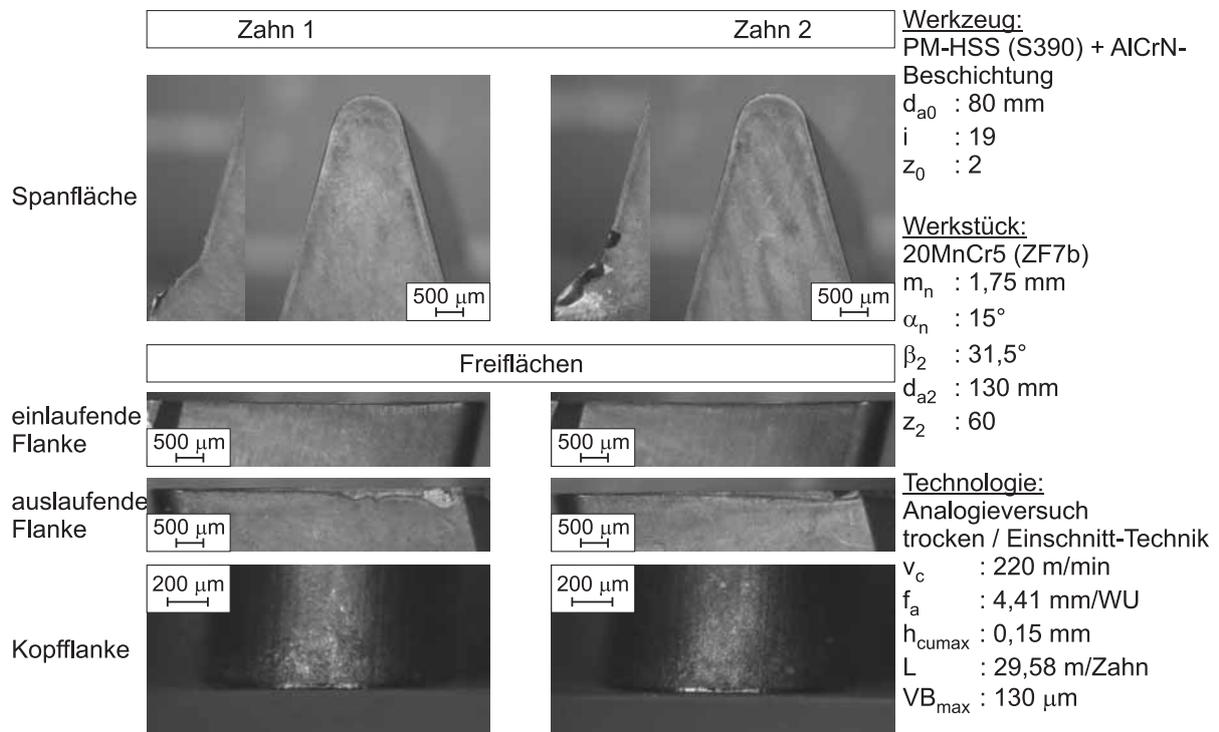


Bild A 10.7-24: Versuch 1.2.2 Verschleißzustand beim Versuchsende

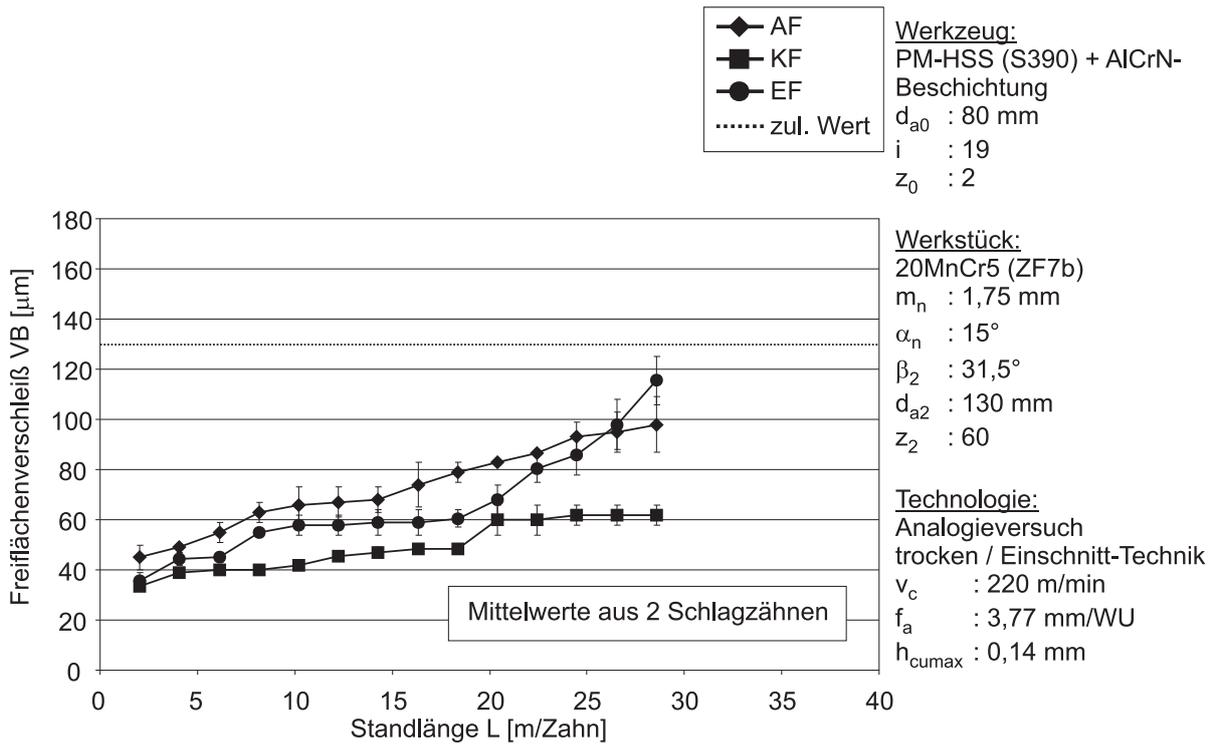


Bild A 10.7-25: Versuch 1.2.3 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

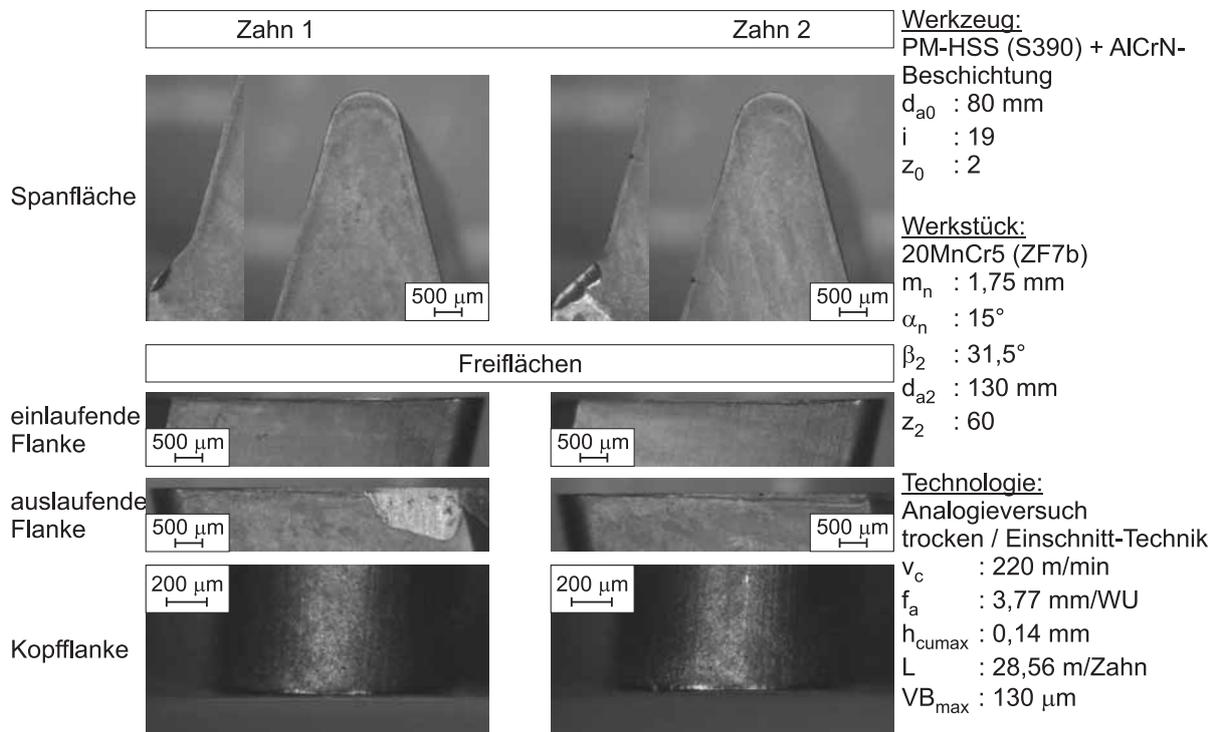


Bild A 10.7-26: Versuch 1.2.3 Verschleißzustand beim Versuchsende

10.7.3 Schlagzahnversuche mit Werkstoff ZF7b Modul 2,7 mm:

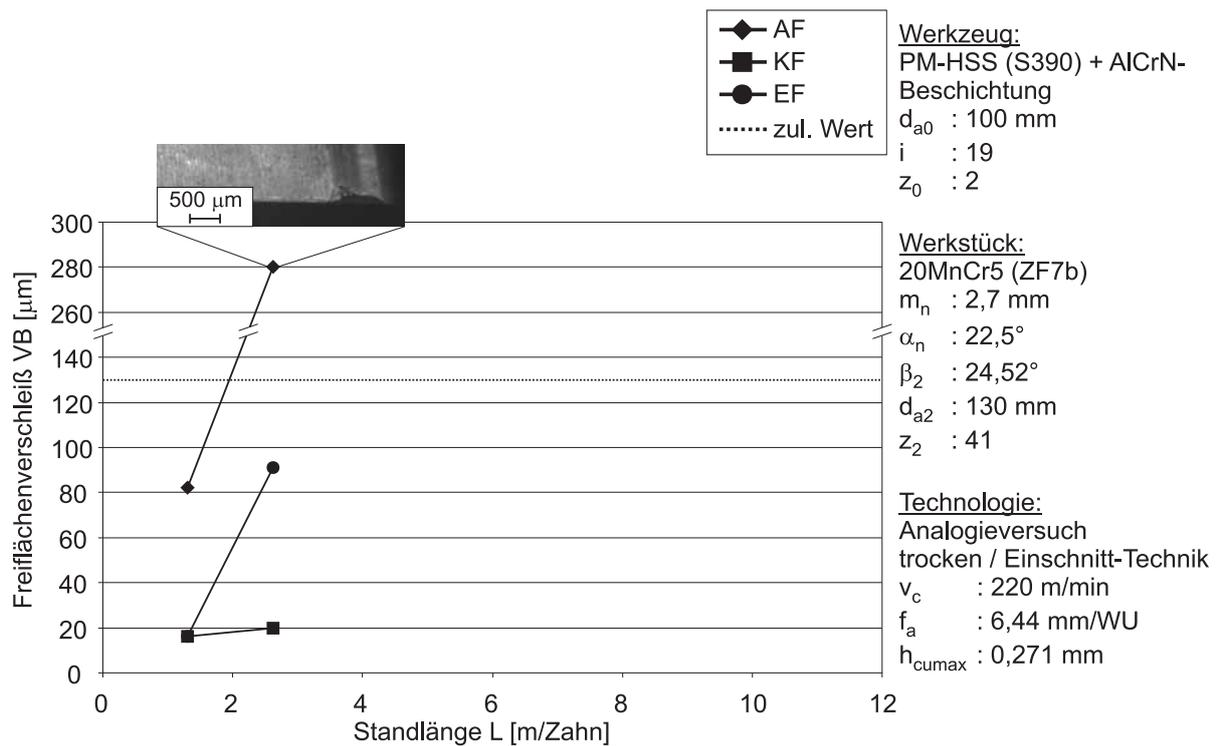


Bild A 10.7-27: Versuch 1.3.1 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

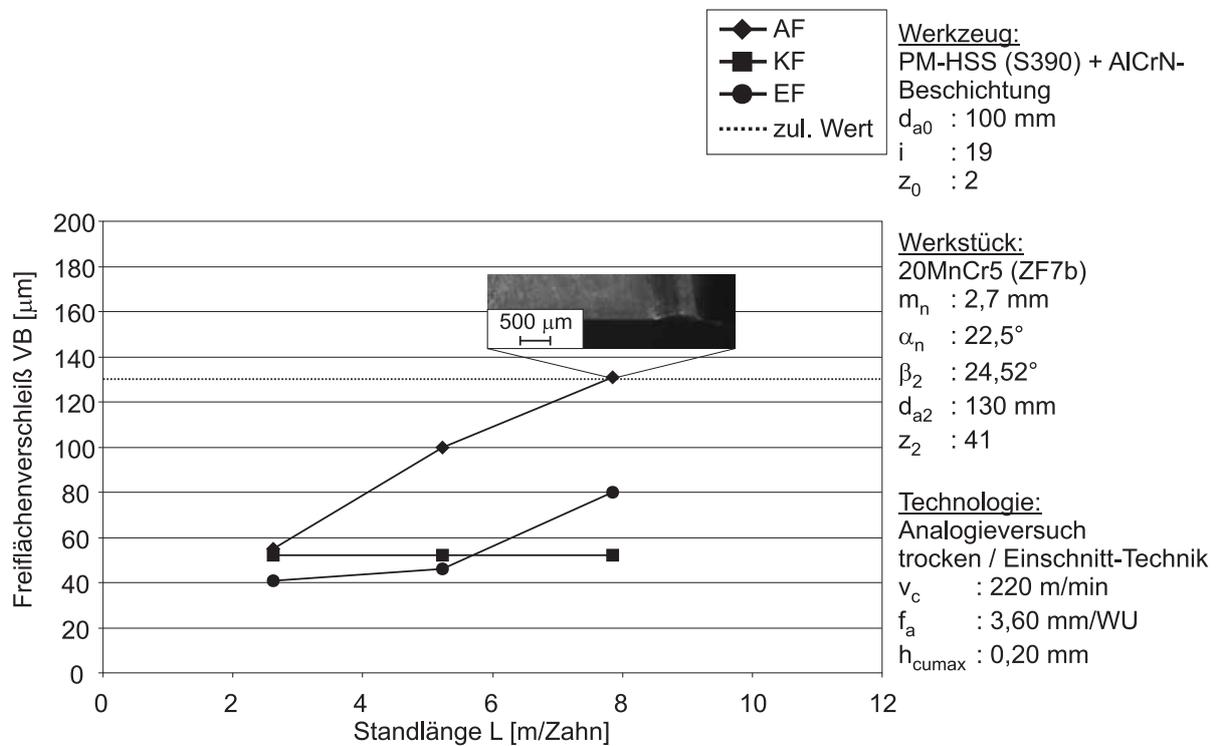


Bild A 10.7-28: Versuch 1.3.2 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

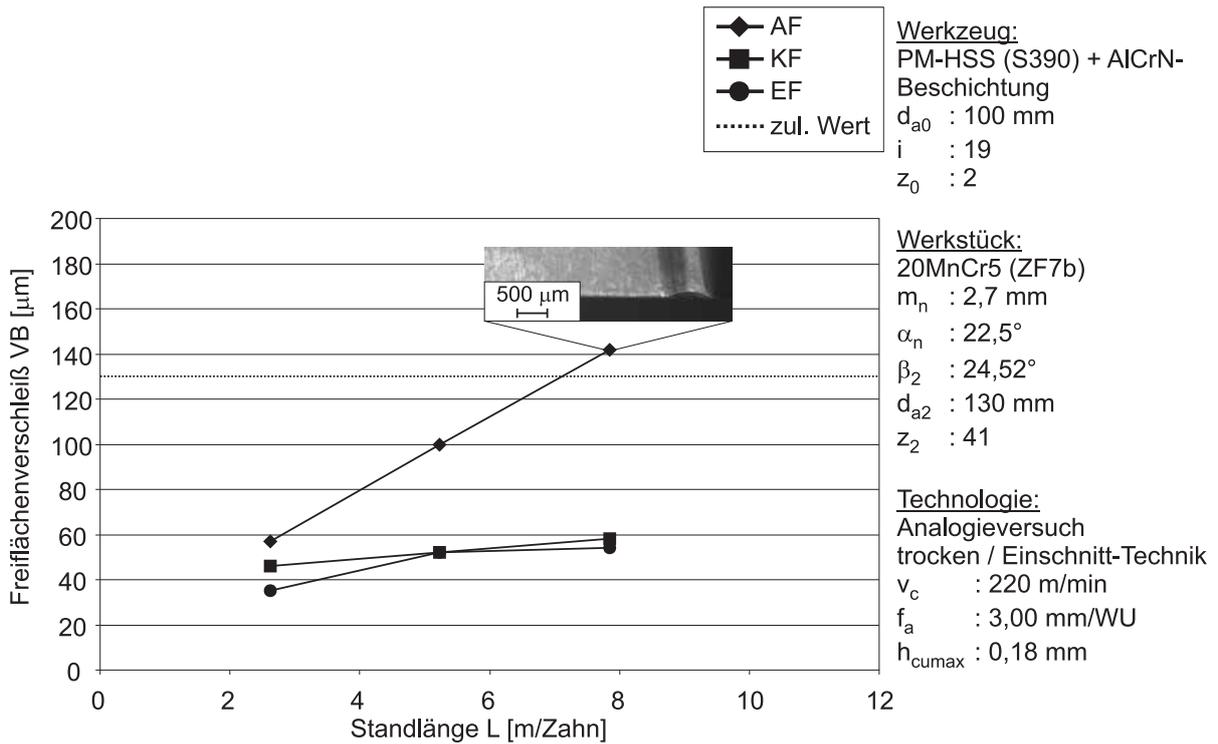


Bild A 10.7-29: Versuch 1.3.3 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

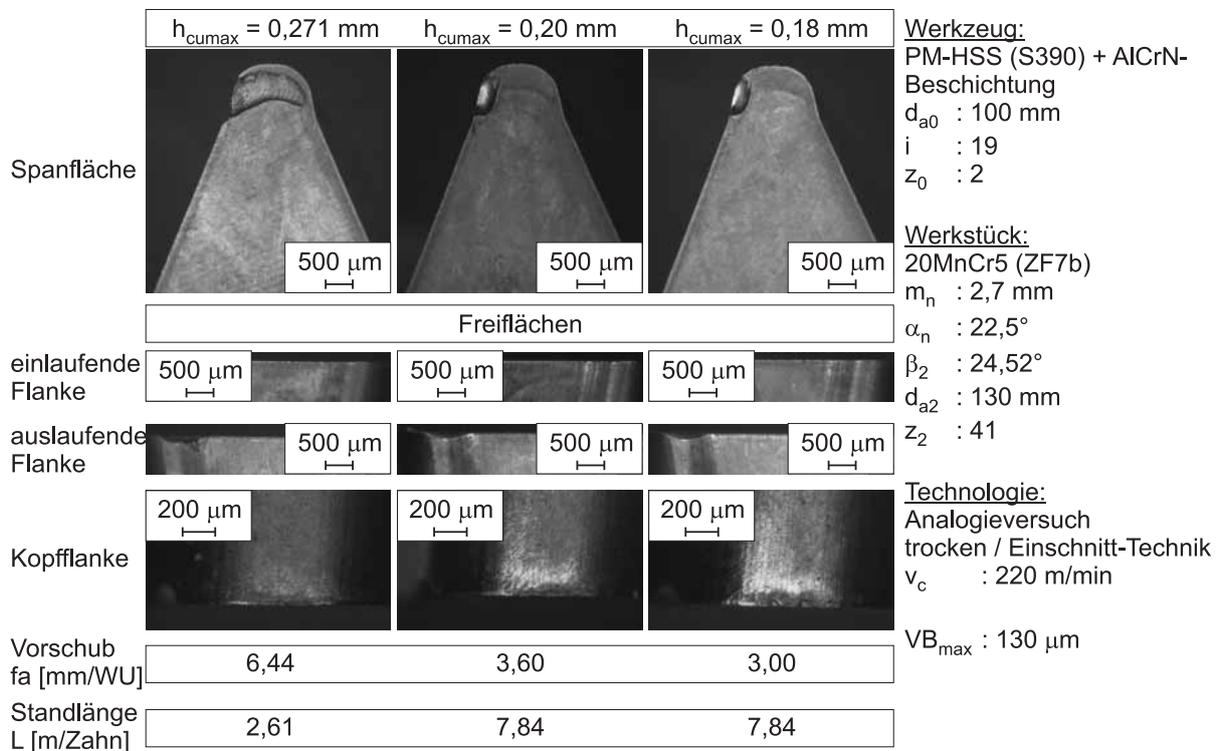


Bild A 10.7-30: Versuch 1.3.1 bis 1.3.3 Verschleißzustand beim Versuchsende

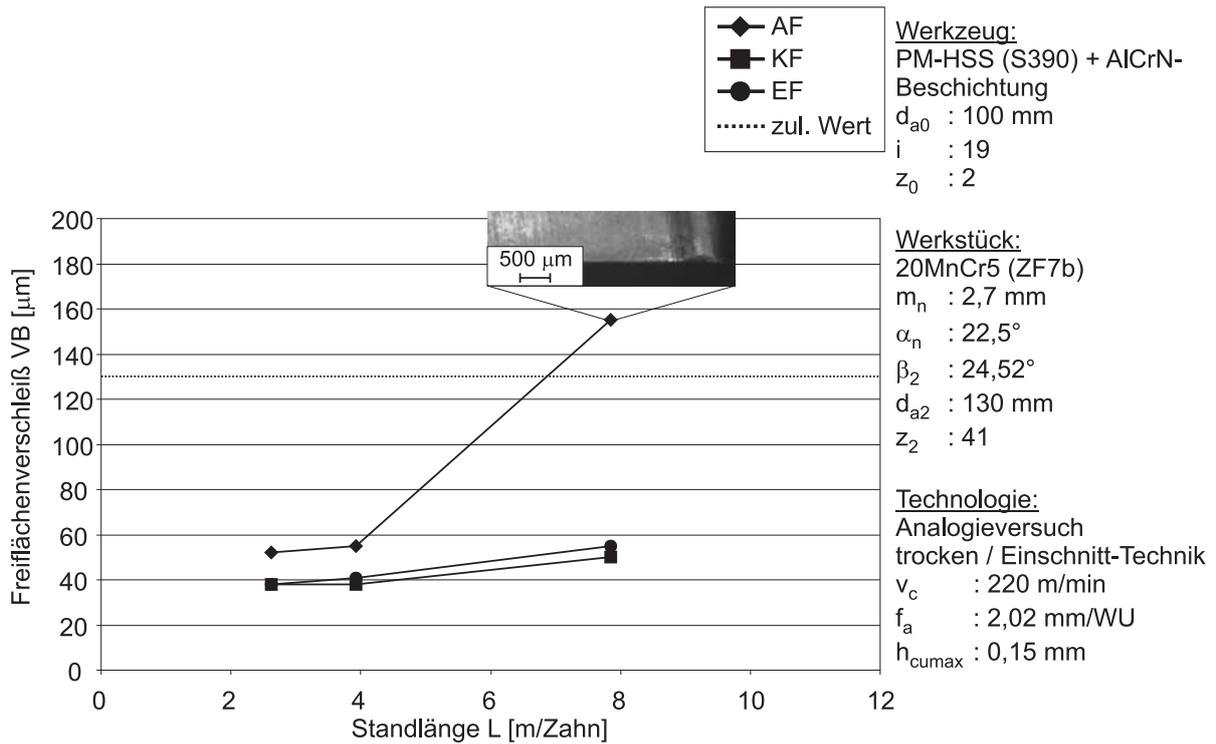


Bild A 10.7-31: Versuch 1.3.4 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

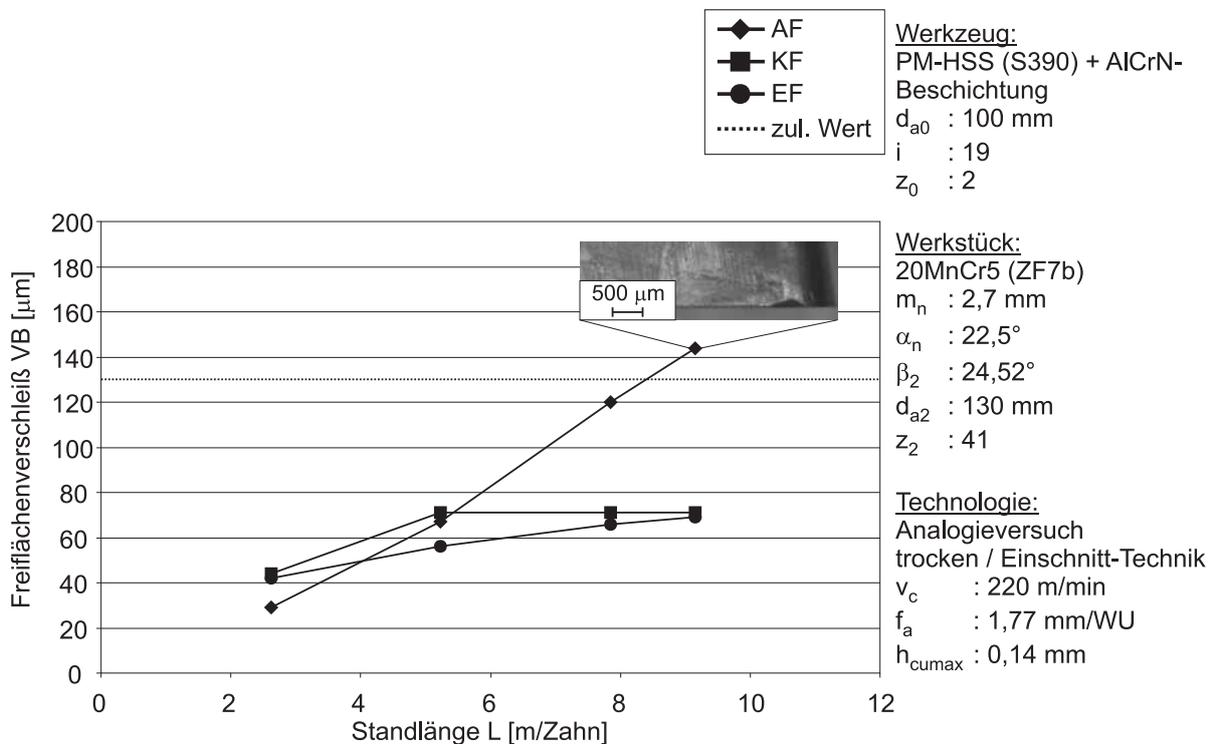


Bild A 10.7-32: Versuch 1.3.5 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

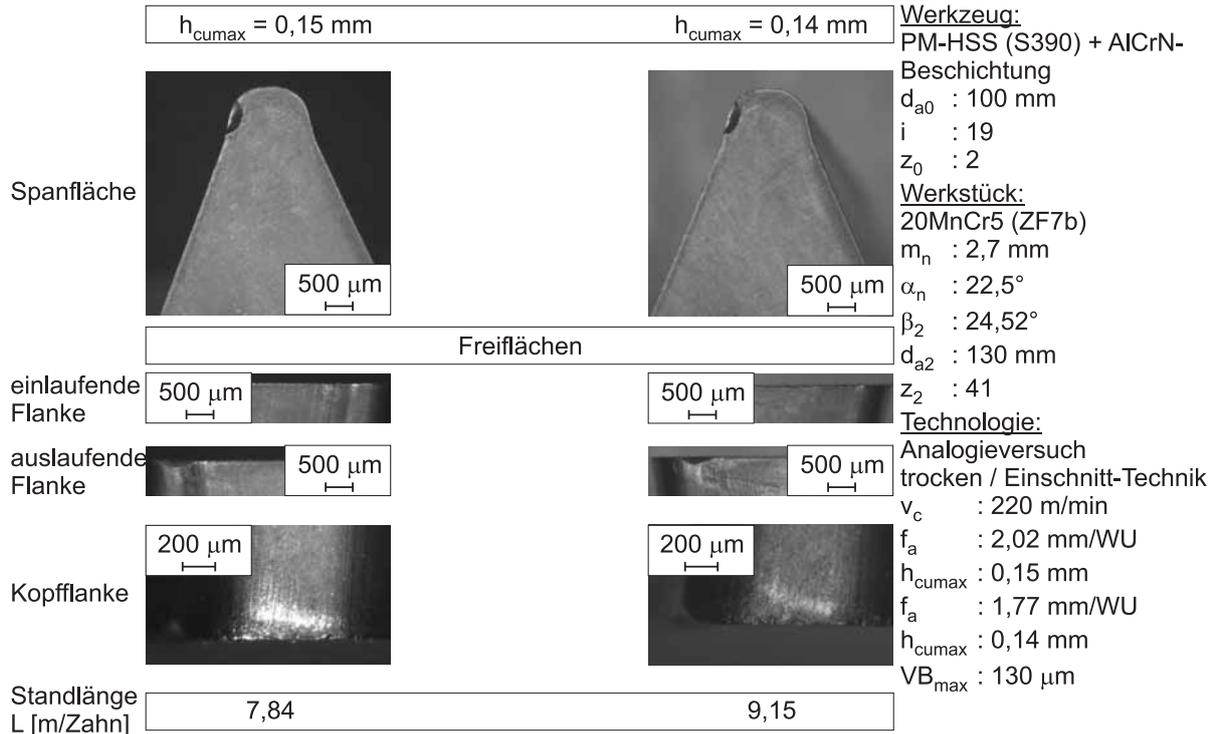


Bild A 10.7-33: Versuch 1.3.4 bis 1.3.5 Verschleißzustand beim Versuchsende

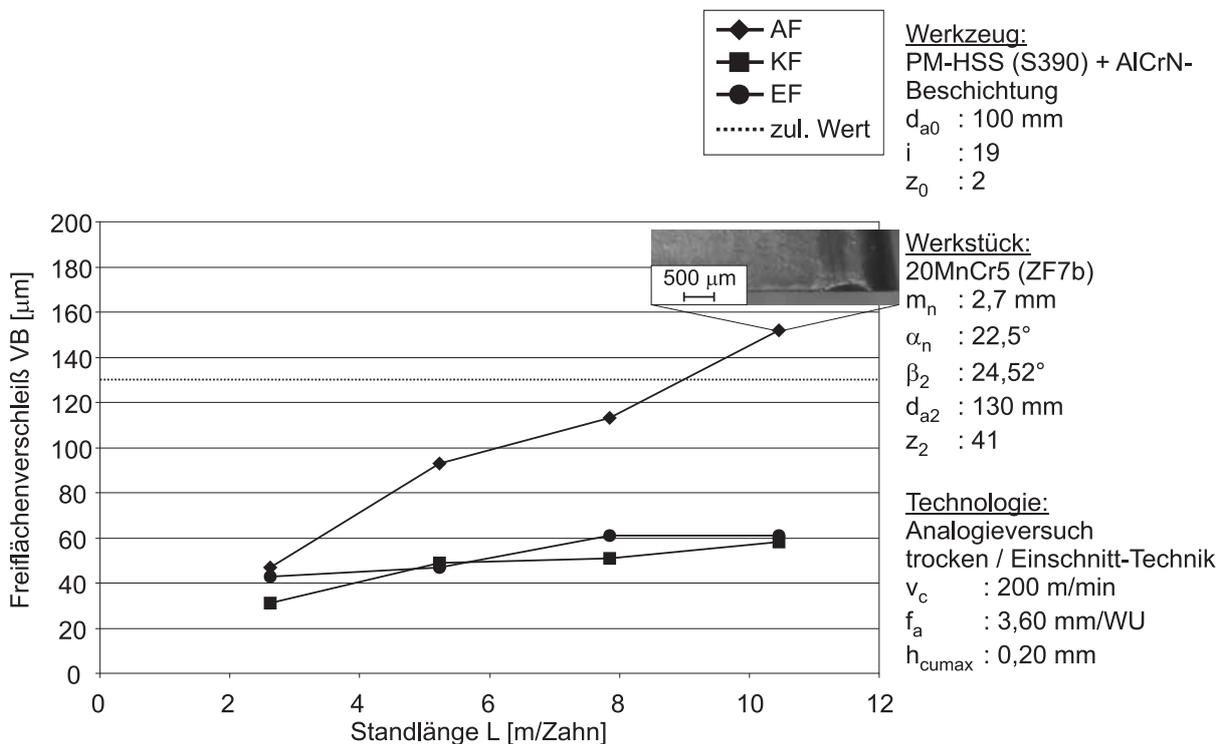


Bild A 10.7-34: Versuch 1.3.6 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

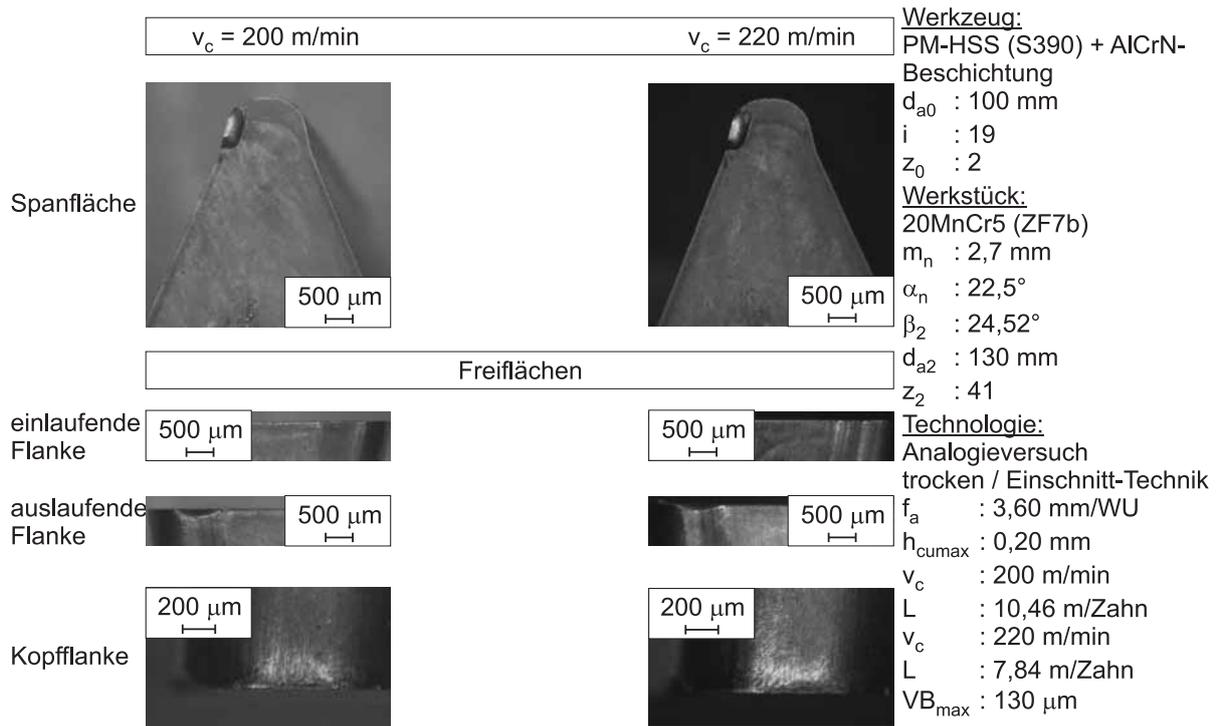


Bild A 10.7-35: Versuch 1.3.2 und 1.3.6 Verschleißzustand beim Versuchsende

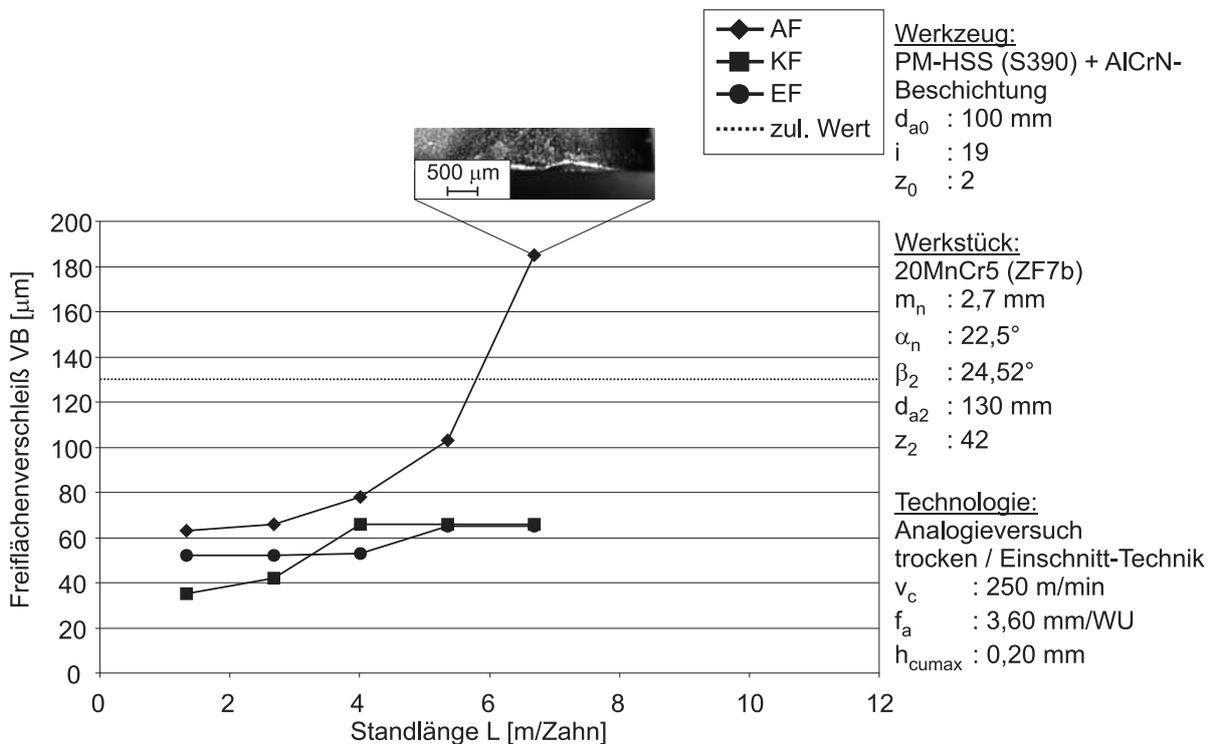


Bild A 10.7-36: Versuch 1.3.7 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

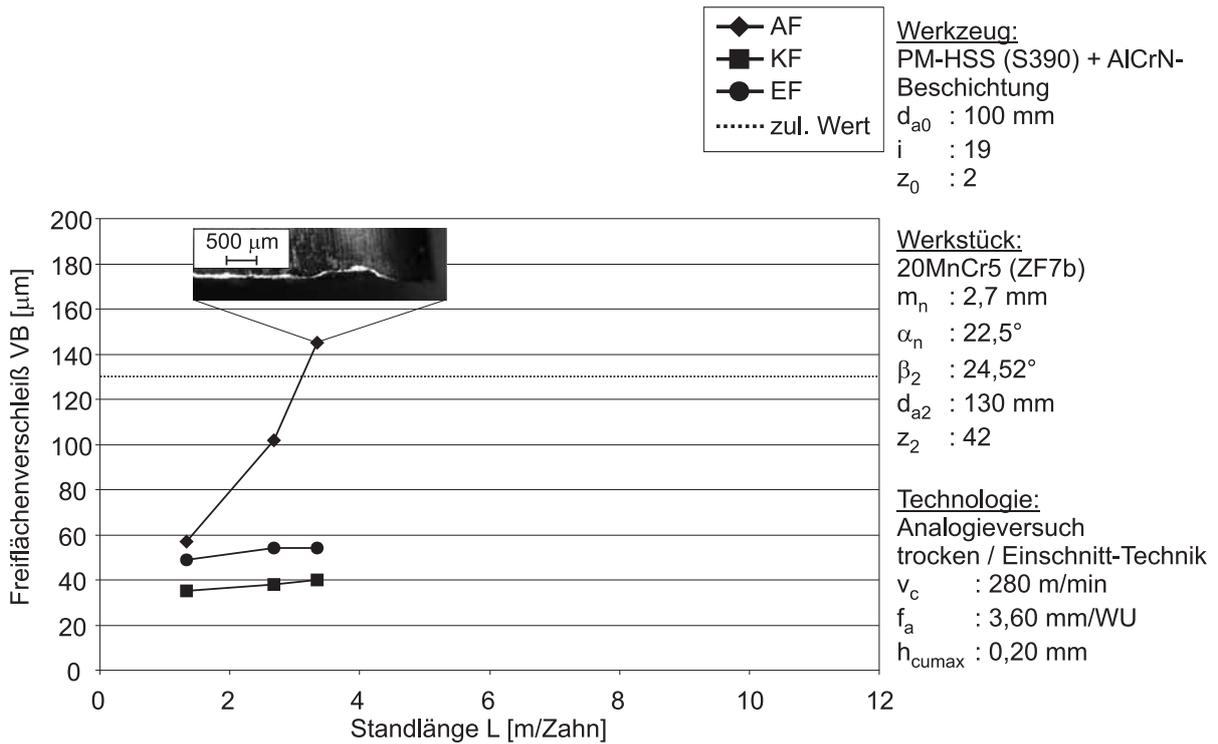


Bild A 10.7-37: Versuch 1.3.8 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

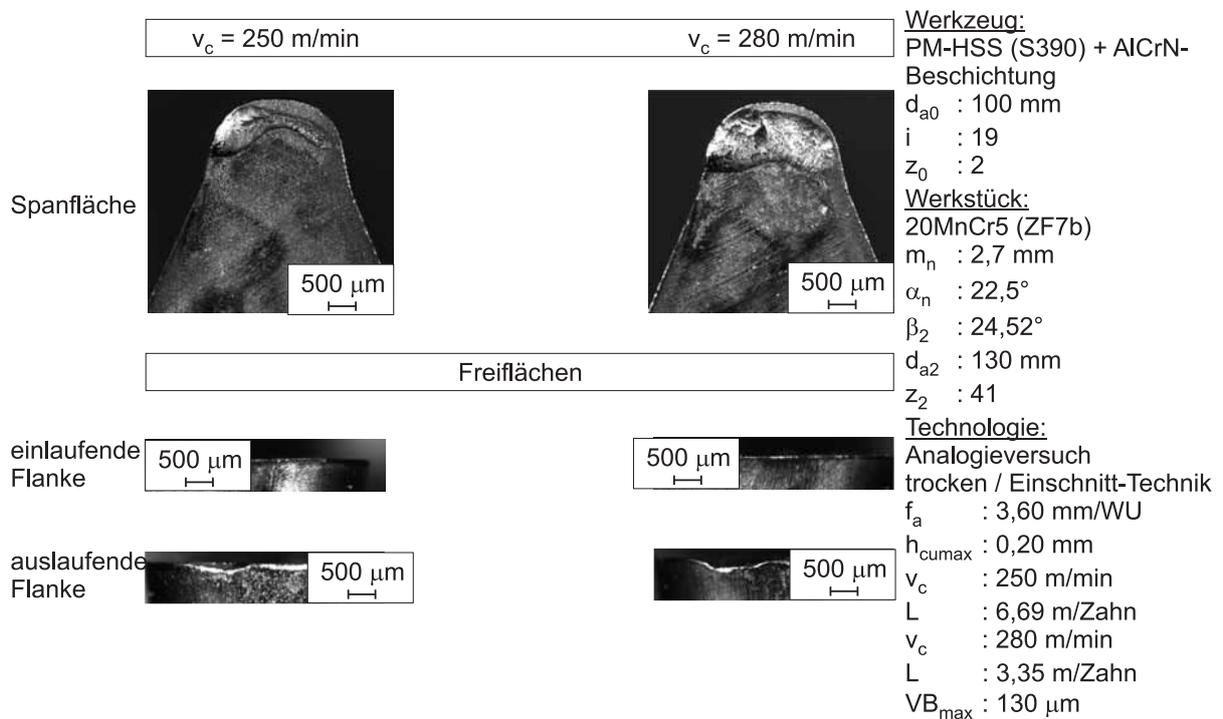


Bild A 10.7-38: Versuch 1.3.7 und 1.3.8 Verschleißzustand beim Versuchsende

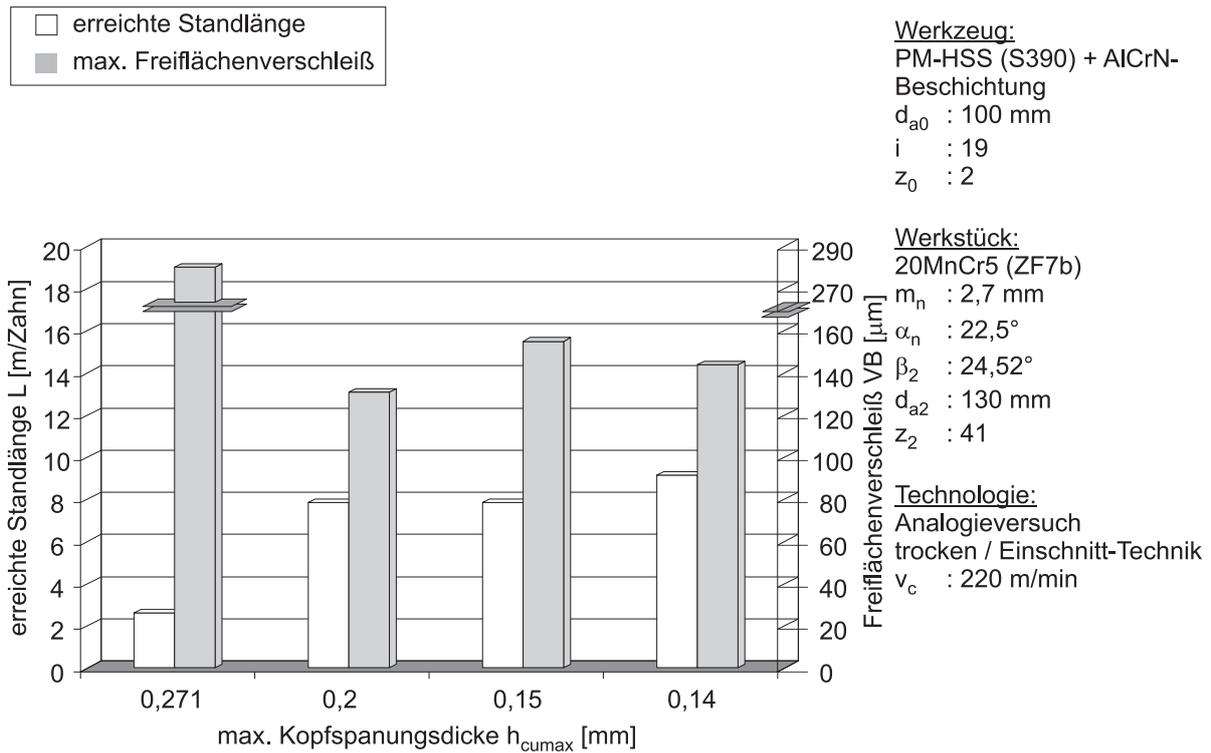


Bild A 10.7-39: Ergebnisübersicht Versuche 1.3.1 bis 1.3.4

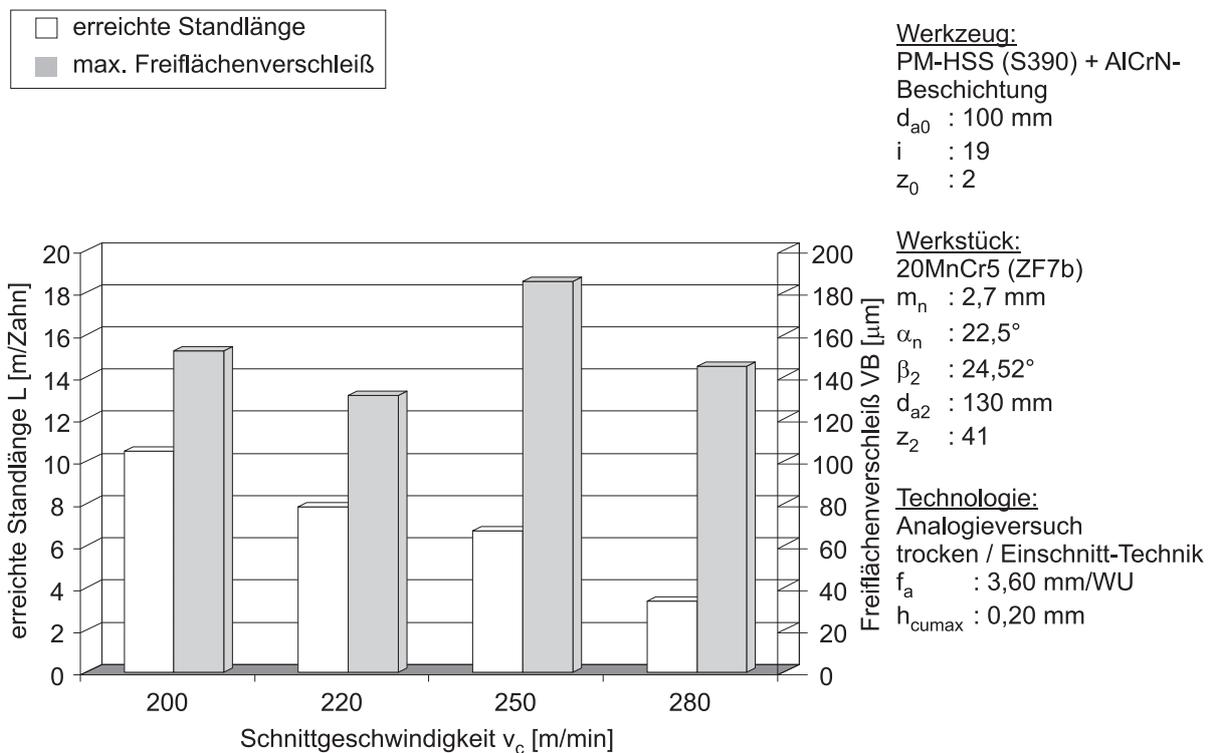


Bild A 10.7-40: Ergebnisübersicht Versuche 1.3.2 und 1.3.6 bis 1.3.8

10.7.4 Schlagzahnversuche Werkstoff ZF7b Modul 3,85 mm:

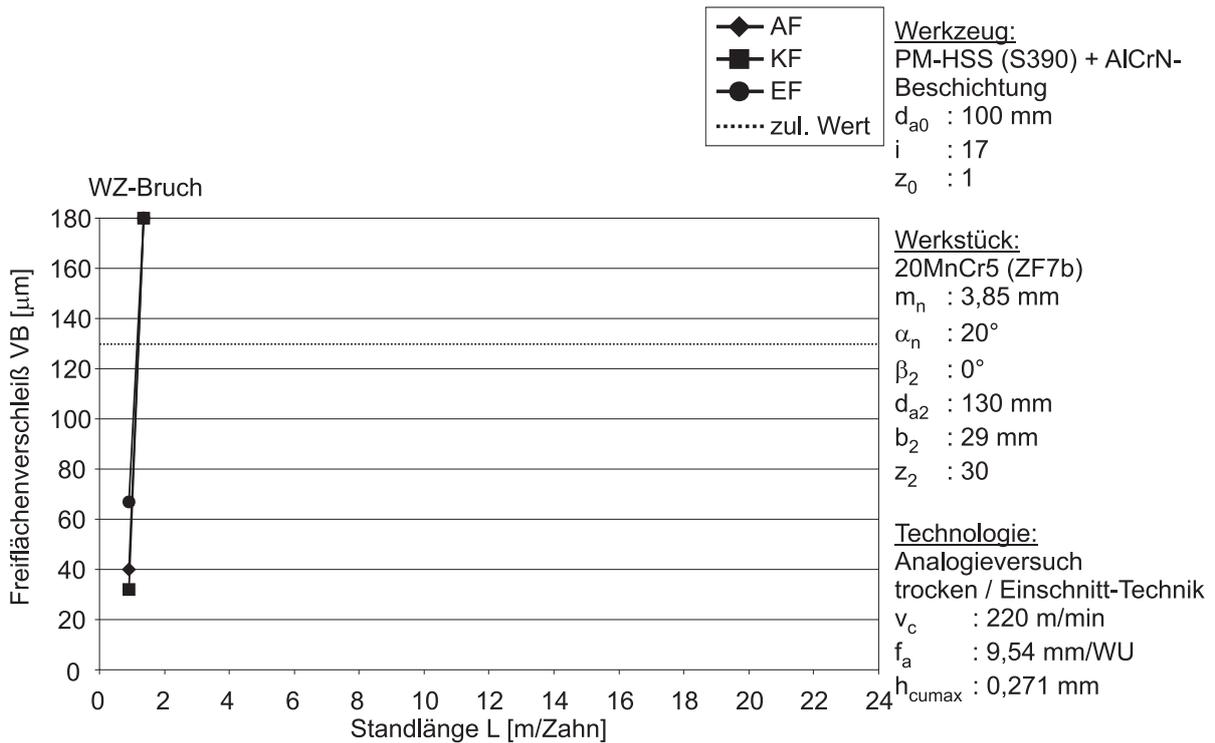


Bild A 10.7-41: Versuch 1.4.1 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

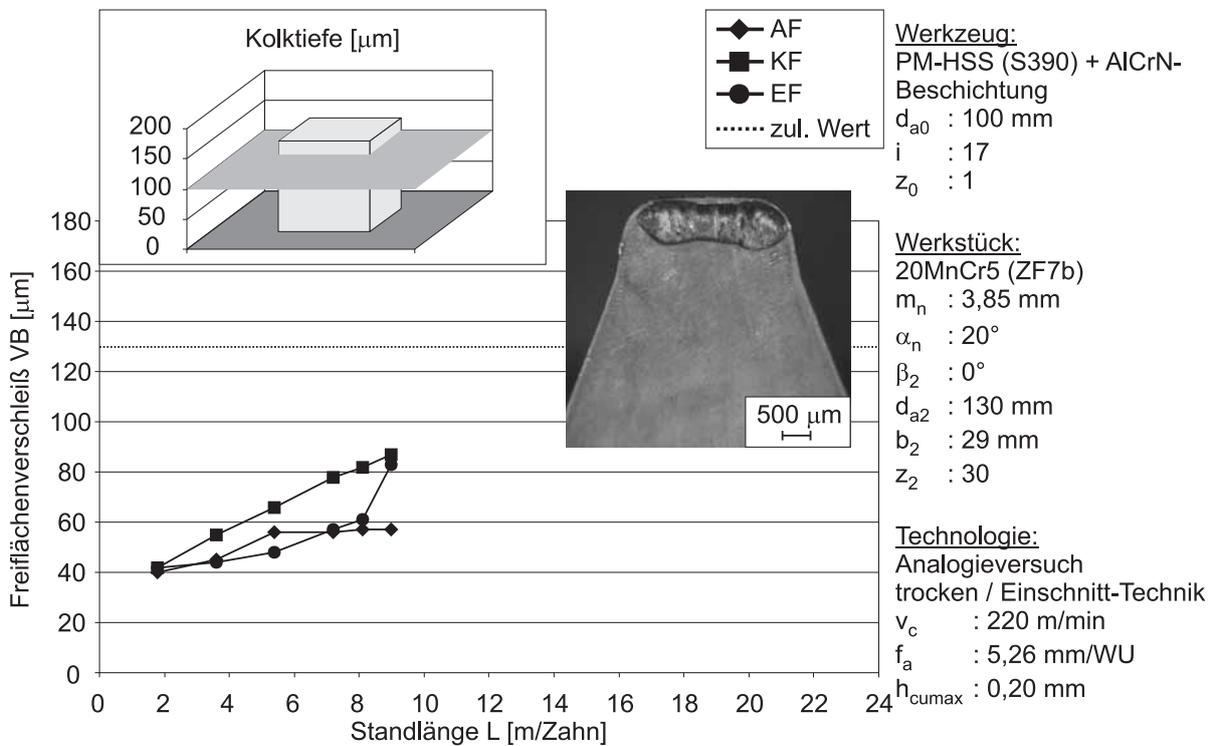


Bild A 10.7-42: Versuch 1.4.2 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

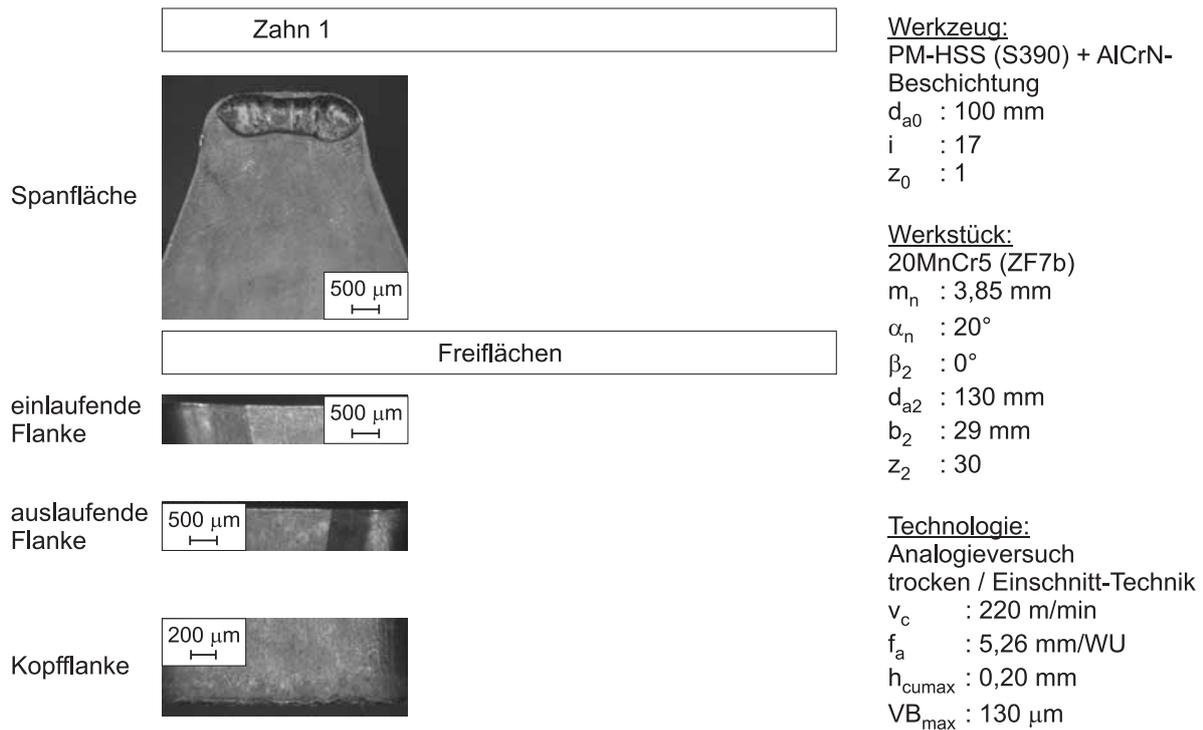


Bild A 10.7-43: Versuch 1.4.2 Verschleißzustand beim Versuchsende

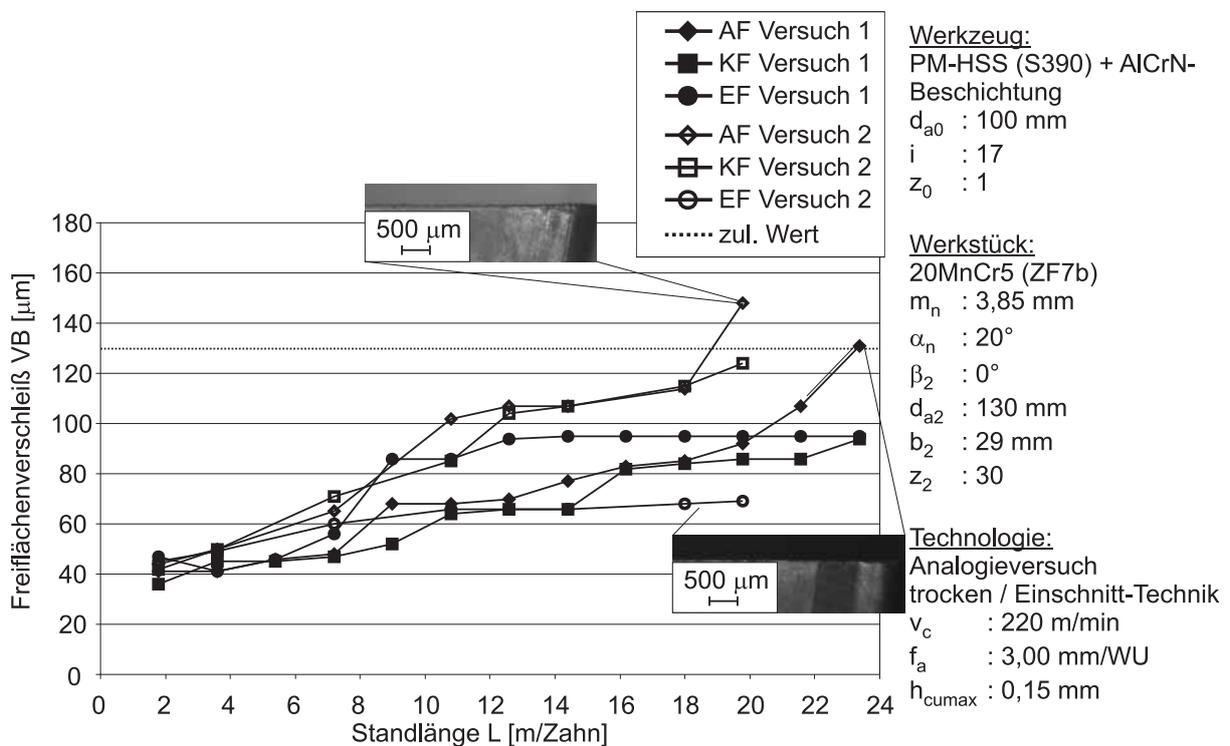


Bild A 10.7-44: Versuch 1.4.3 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

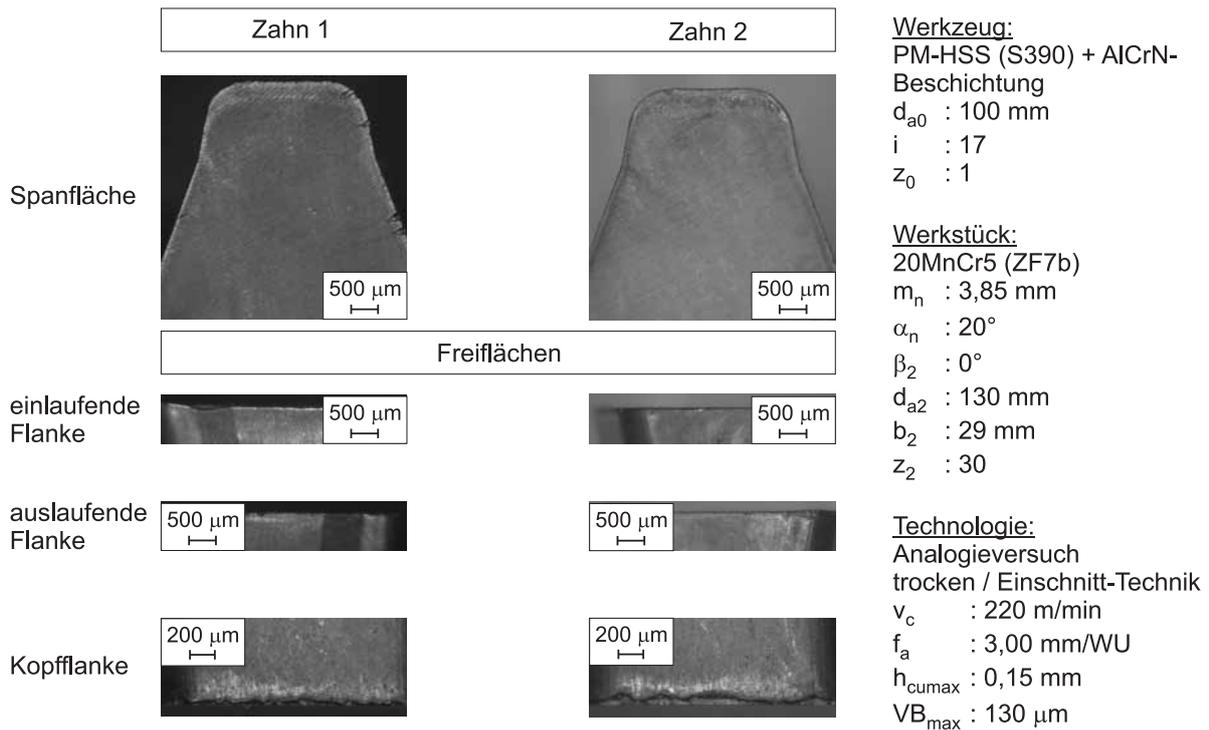


Bild A 10.7-45: Versuch 1.4.3 und 1.4.4 Verschleißzustand beim Versuchsende

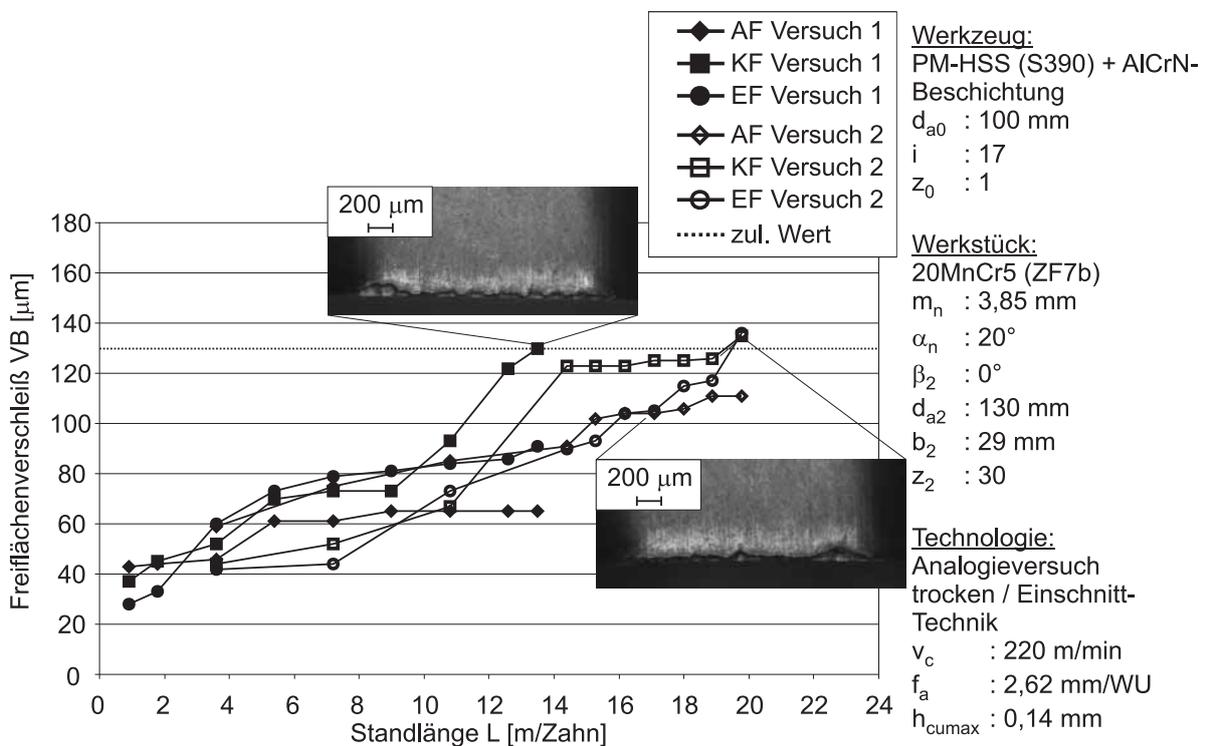


Bild A 10.7-46: Versuch 1.4.5 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

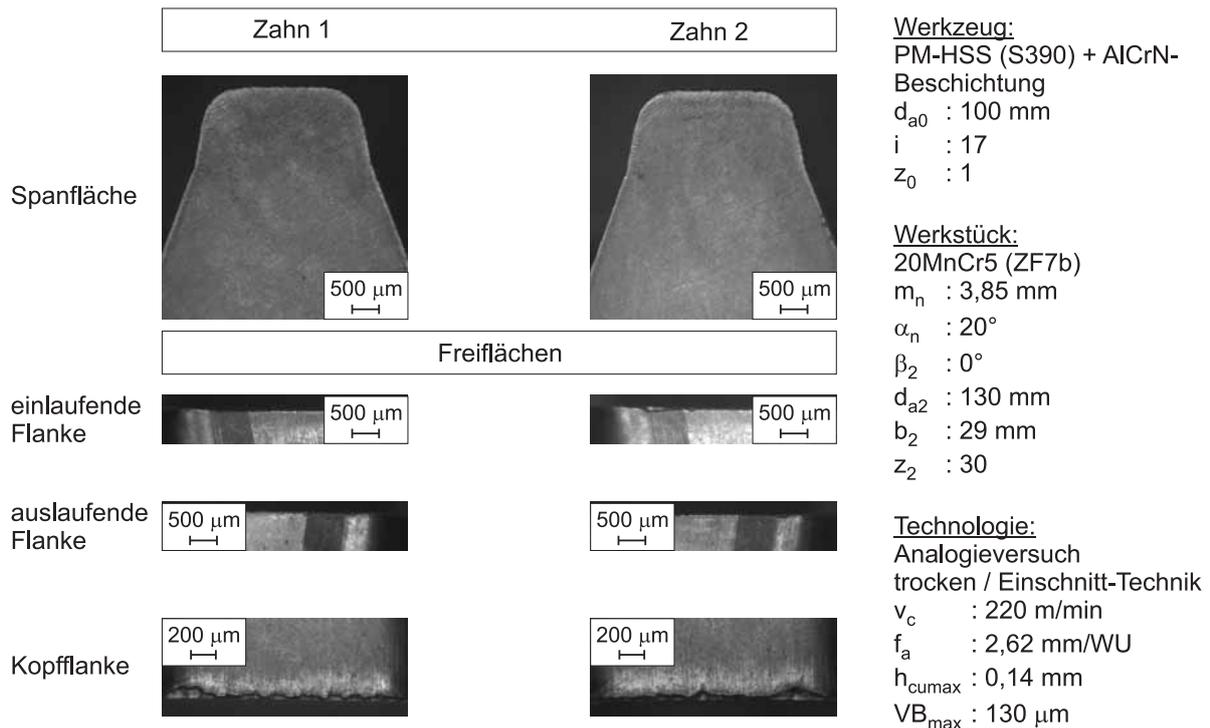


Bild A 10.7-47: Versuch 1.4.5 und 1.4.6 Verschleißzustand beim Versuchsende

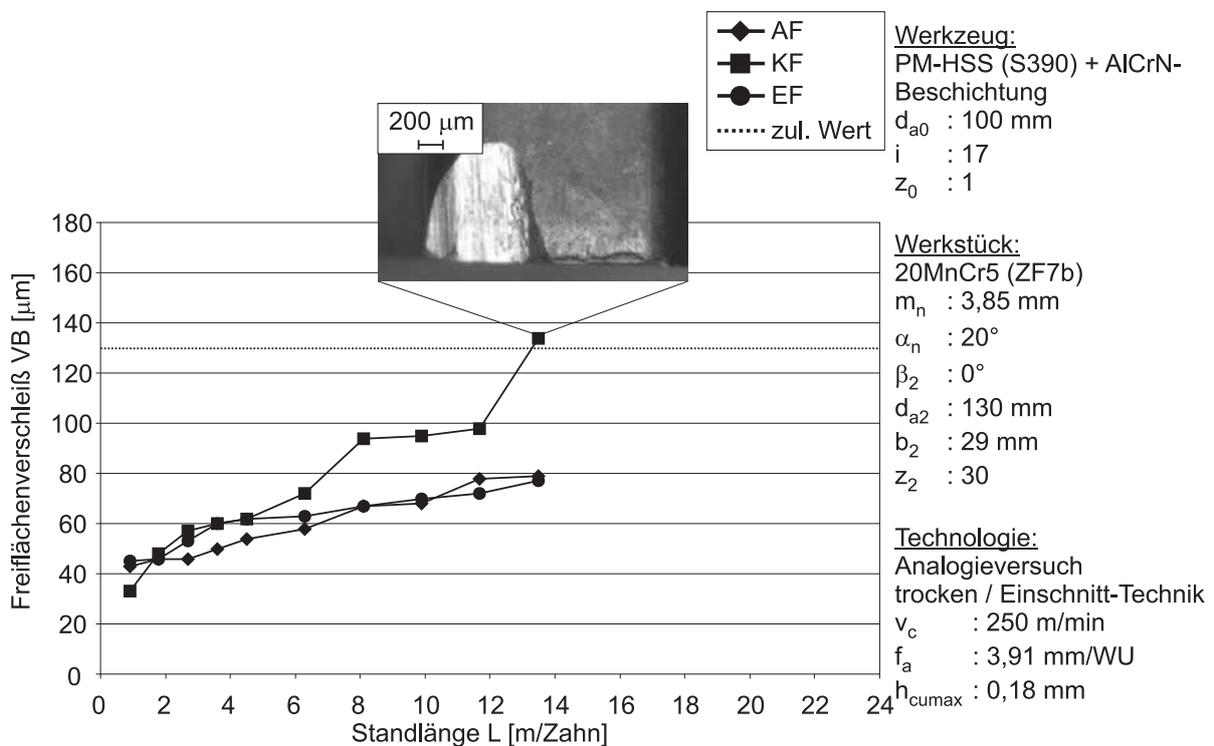


Bild A 10.7-48: Versuch 1.4.7 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

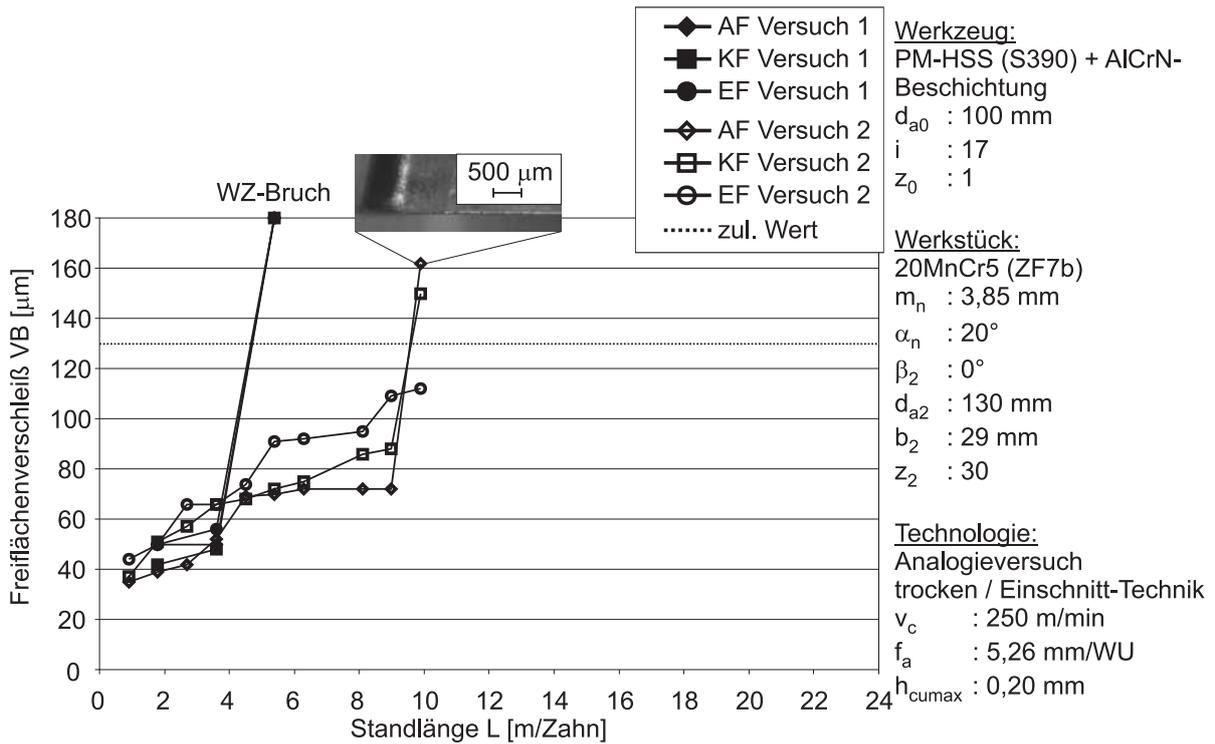


Bild A 10.7-49: Versuch 1.4.8 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

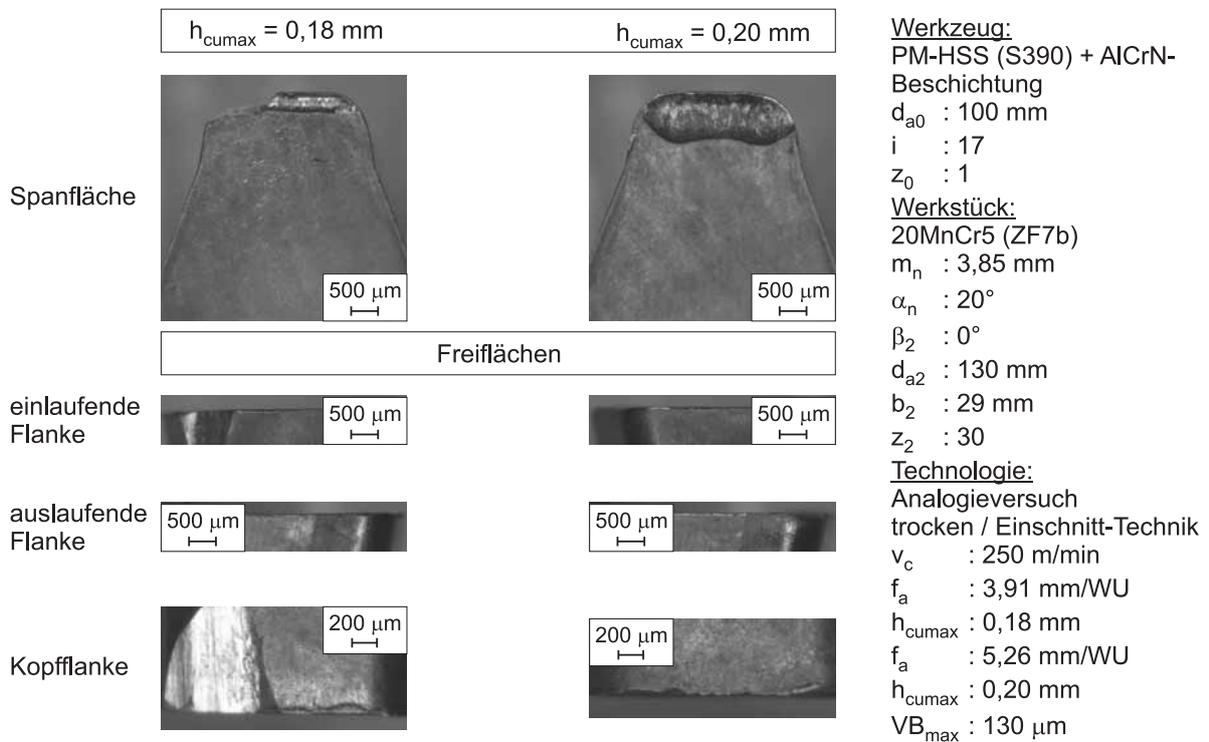


Bild A 10.7-50: Versuch 1.4.7 und 1.4.8 Verschleißzustand beim Versuchsende

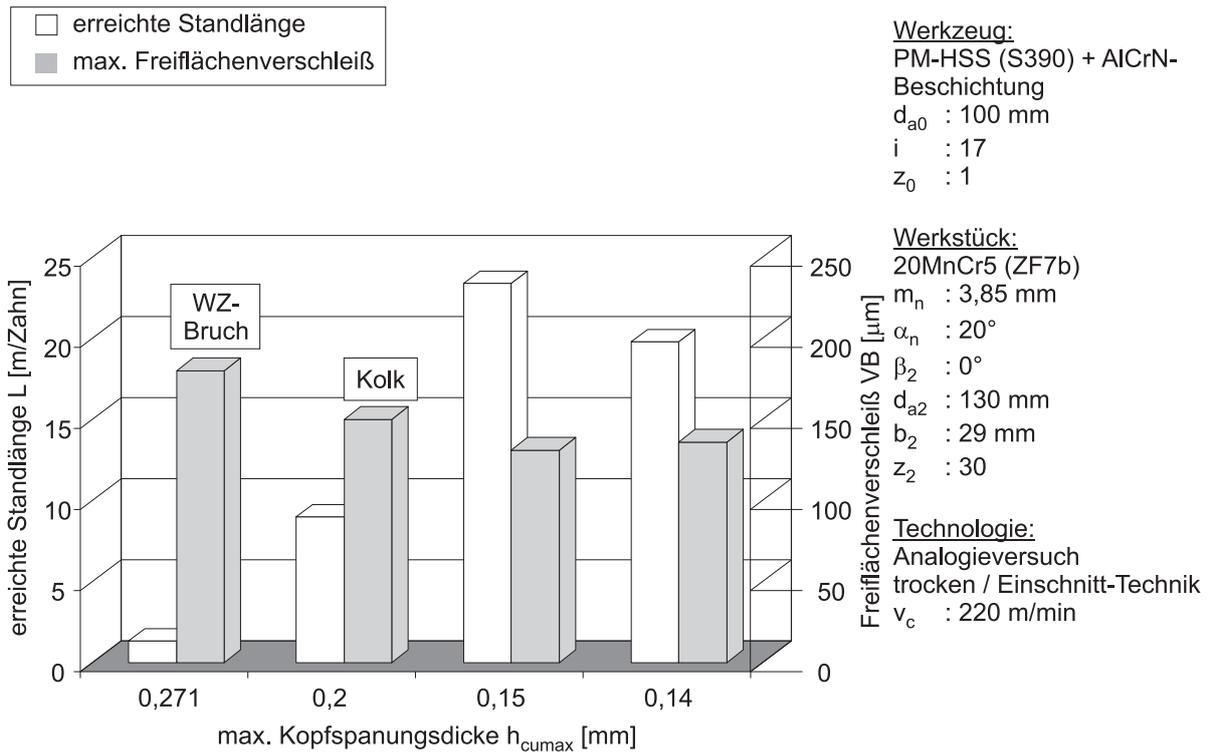


Bild A 10.7-51: Ergebnisübersicht Versuche 1.4.1 bis 1.4.3 und 1.4.5

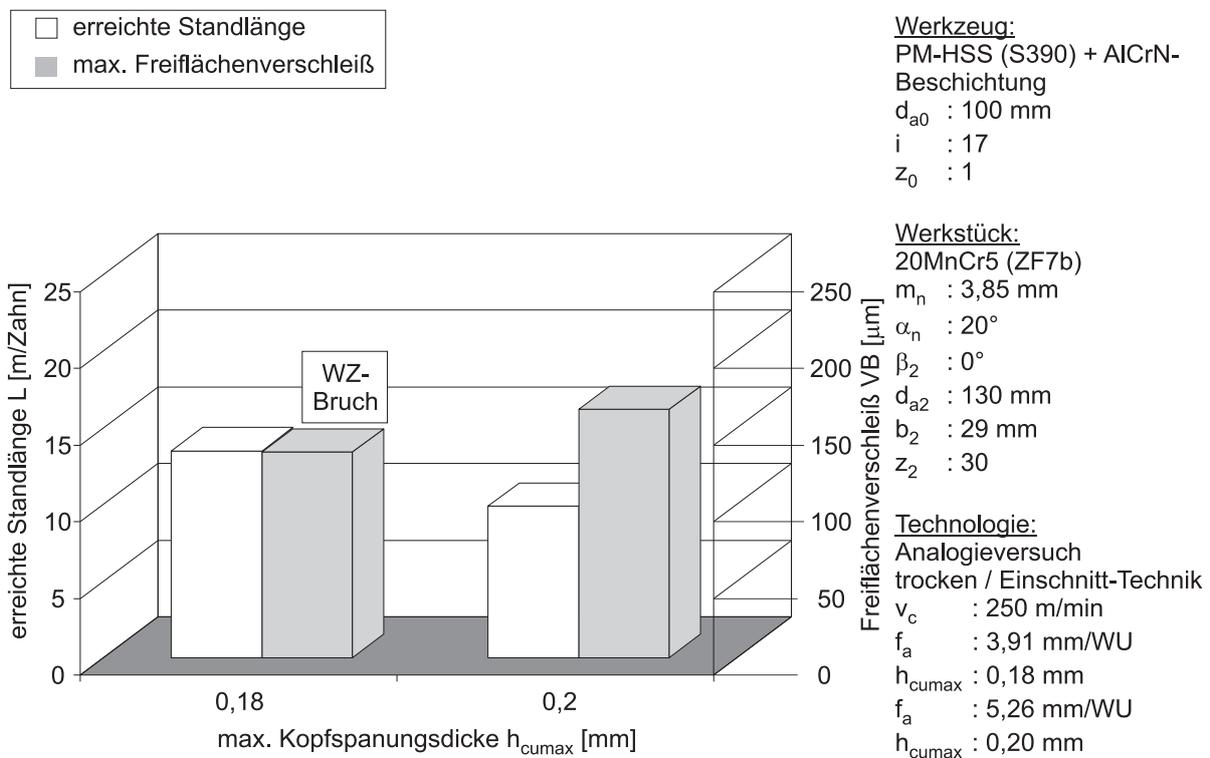


Bild A 10.7-52: Ergebnisübersicht Versuche 1.4.7 und 1.4.8

10.7.5 Schlagzahnversuche mit 20MnCrS5 (Anwender 2) Modul 1,6 mm:

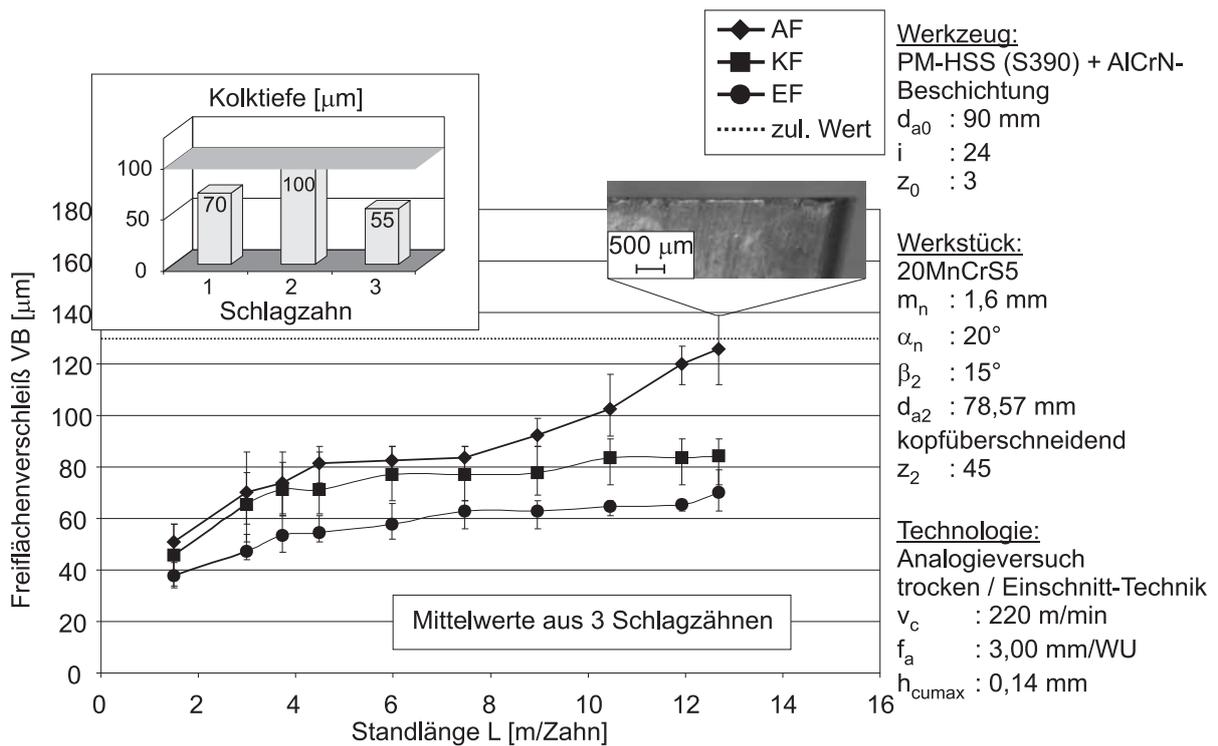


Bild A 10.7-53: Versuch 2.1.1 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

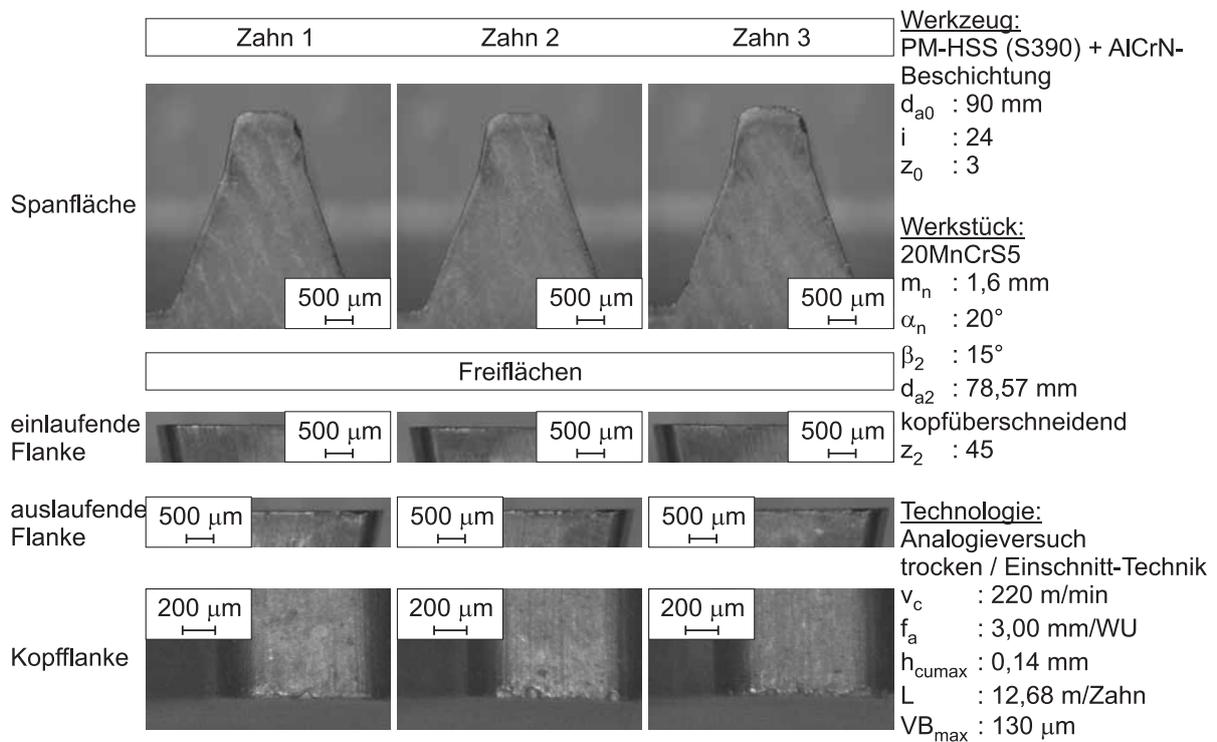


Bild A 10.7-54: Versuch 2.1.1 Verschleißzustand beim Versuchsende

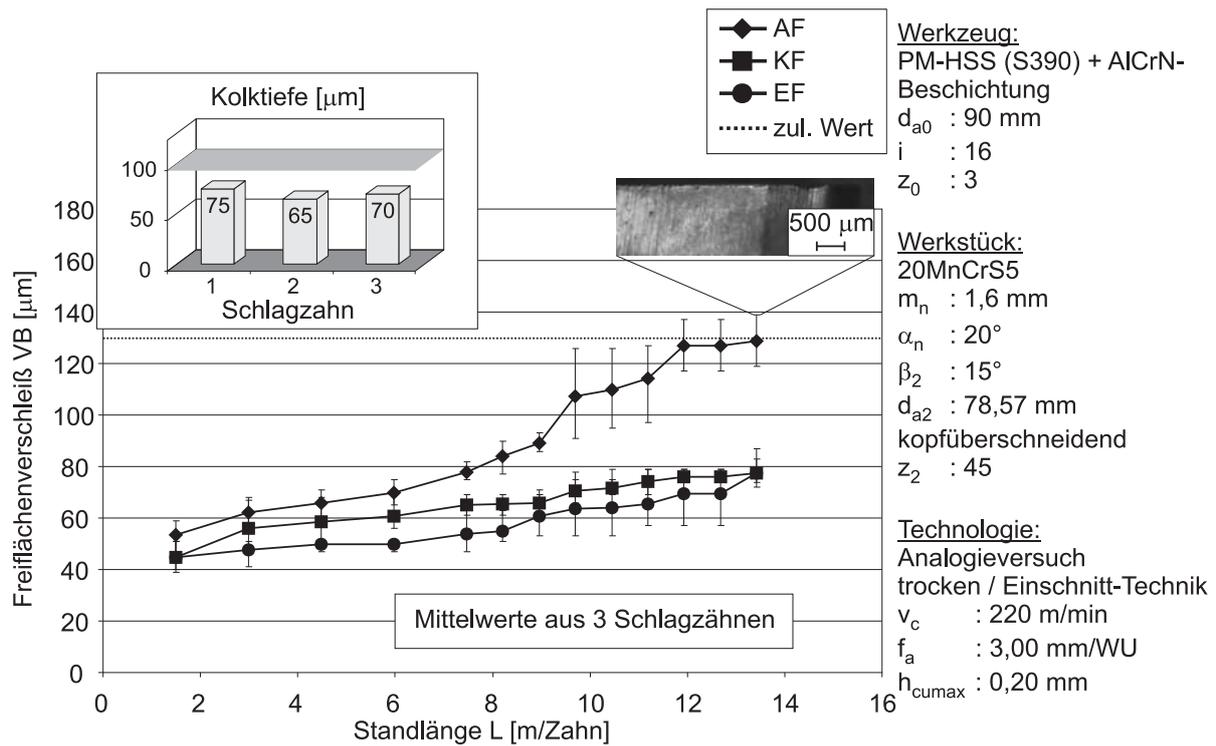


Bild A 10.7-55: Versuch 2.1.2 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

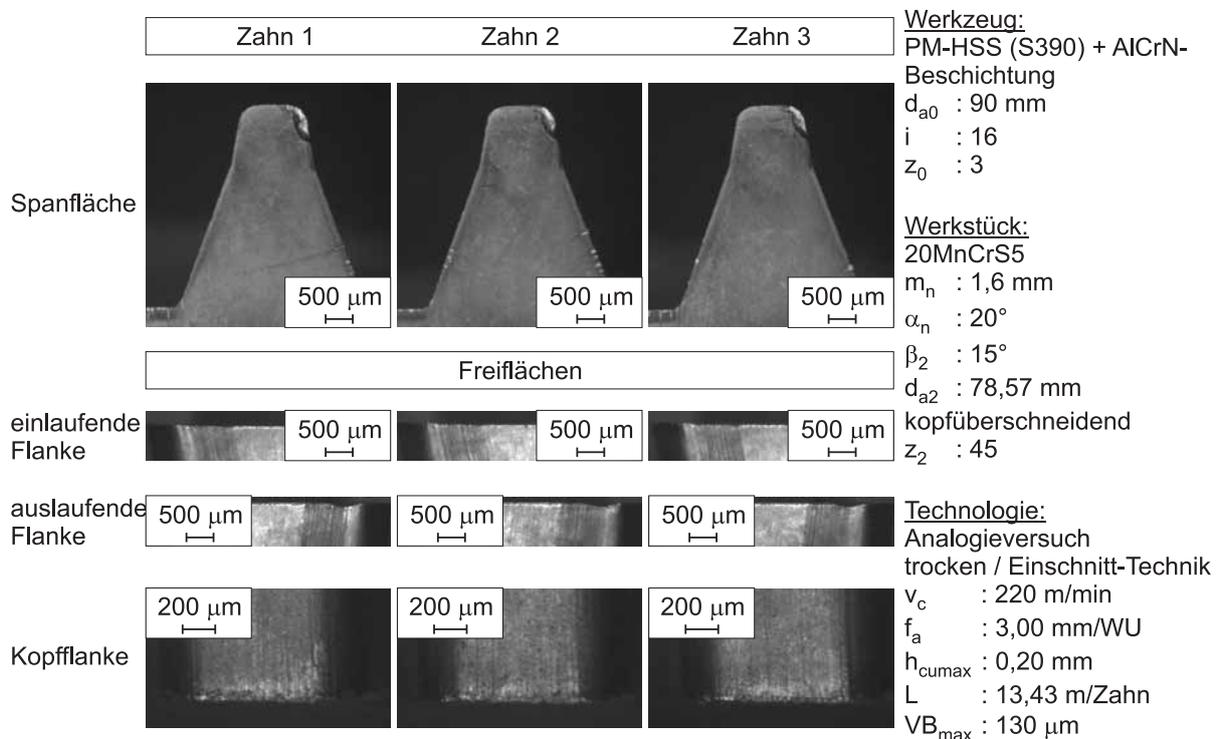


Bild A 10.7-56: Versuch 2.1.2 Verschleißzustand beim Versuchsende

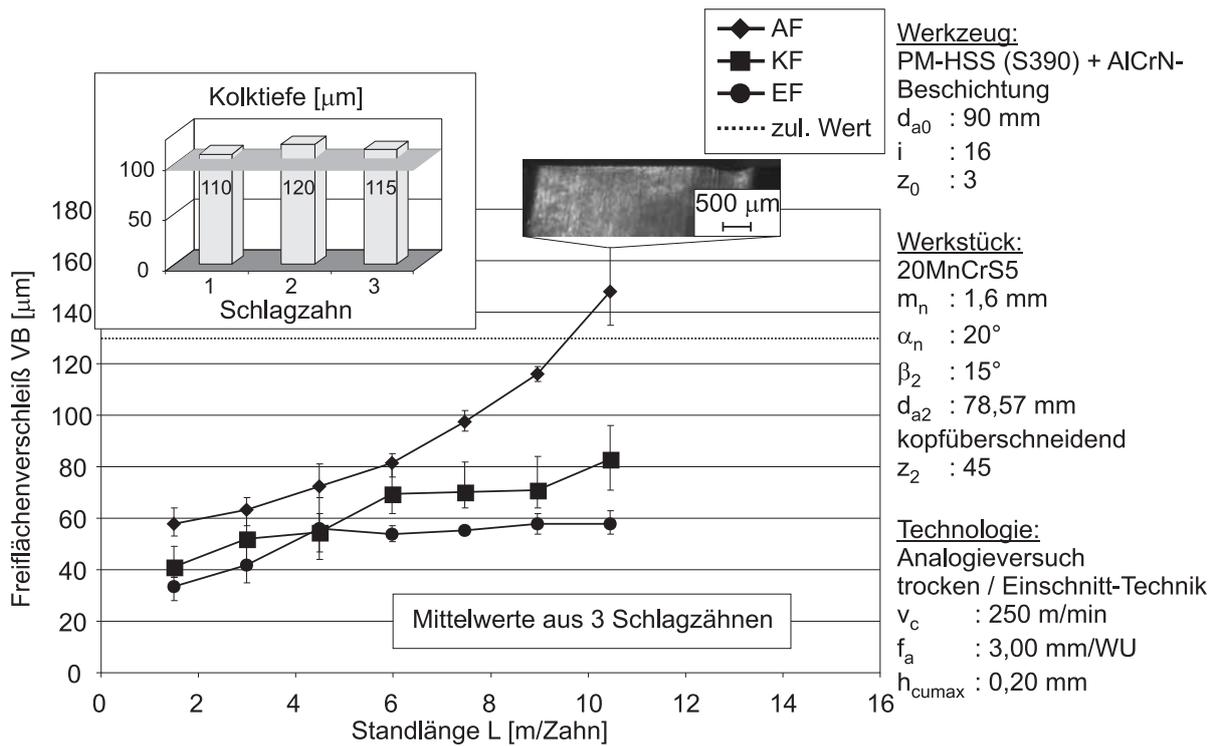


Bild A 10.7-57: Versuch 2.1.3 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

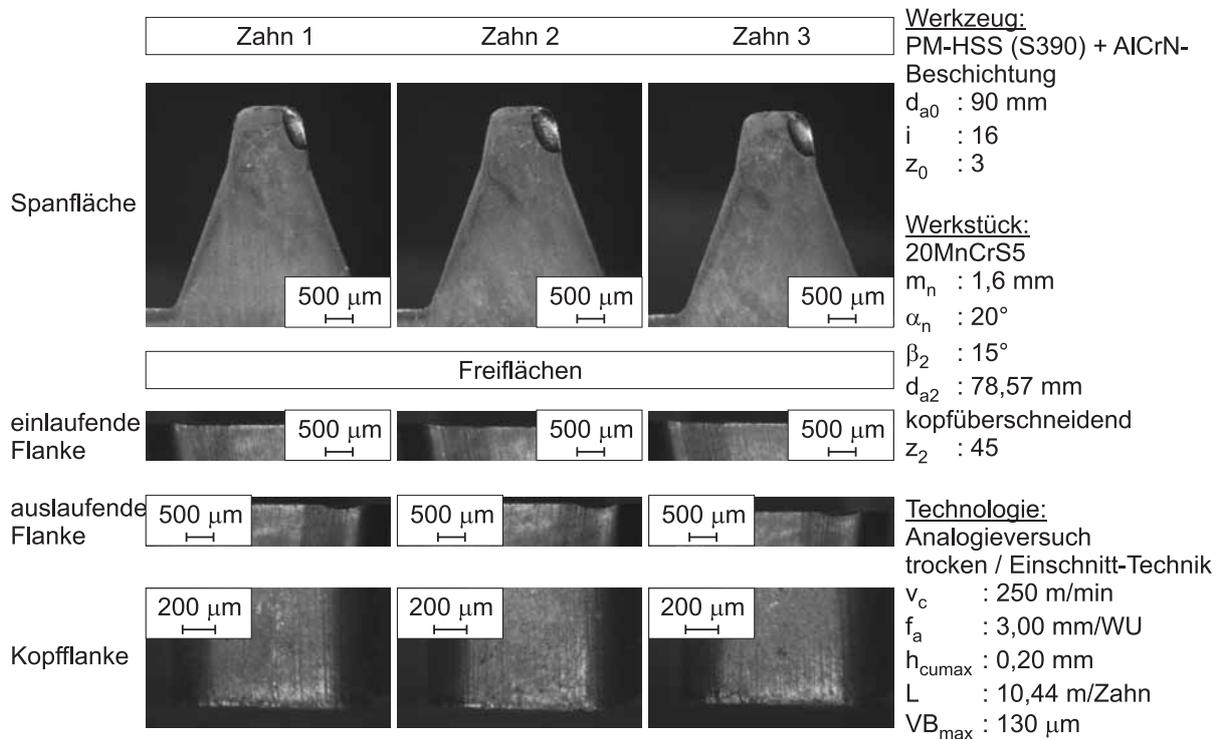


Bild A 10.7-58: Versuch 2.1.3 Verschleißzustand beim Versuchsende

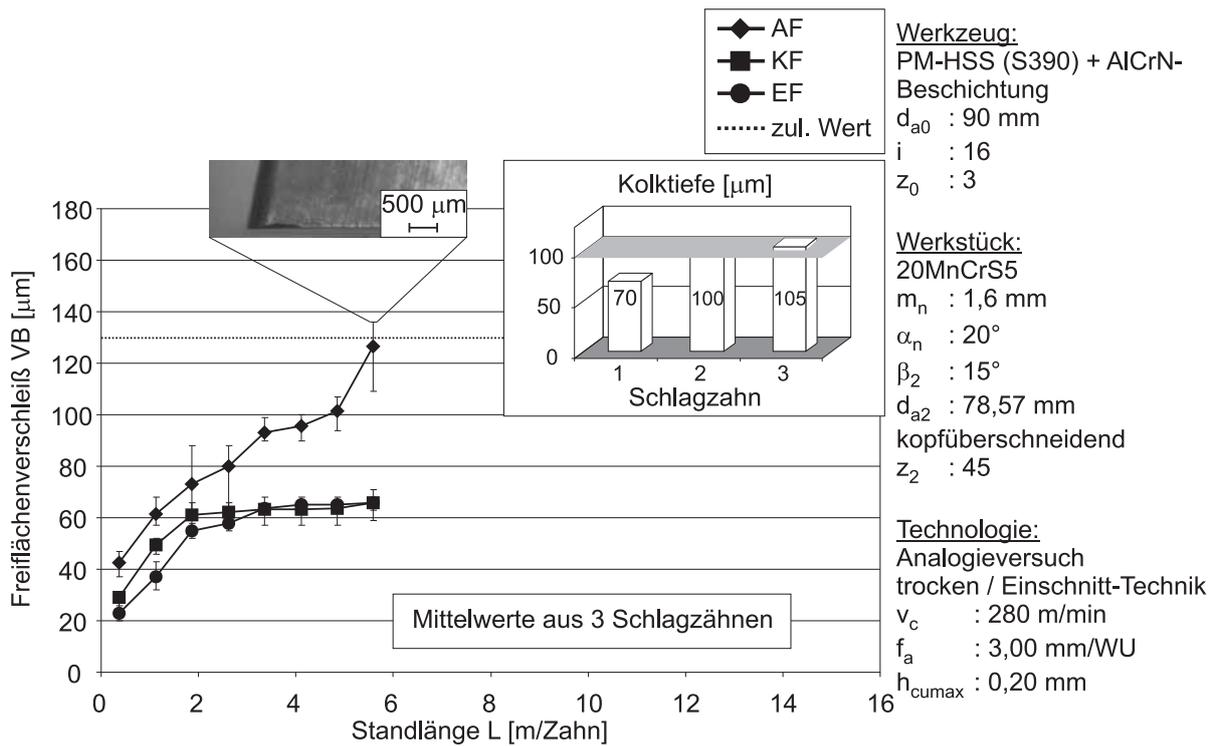


Bild A 10.7-59: Versuch 2.1.4 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

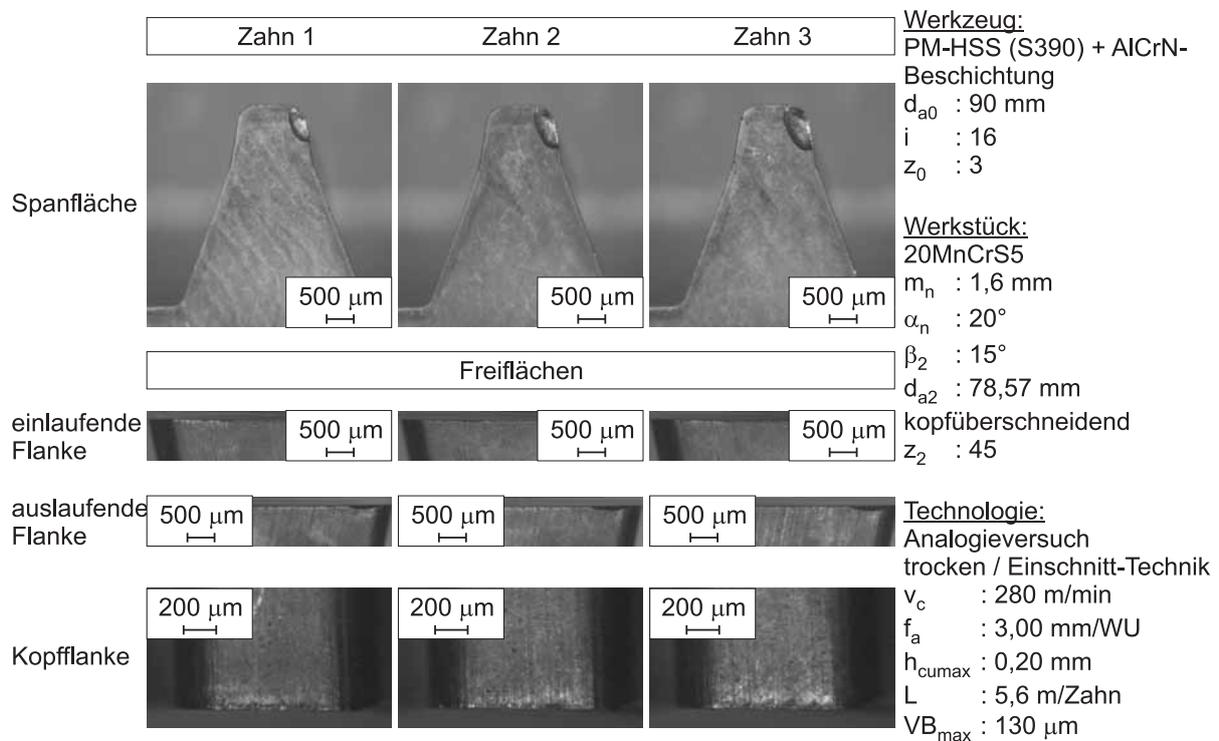


Bild A 10.7-60: Versuch 2.1.4 Verschleißzustand beim Versuchsende

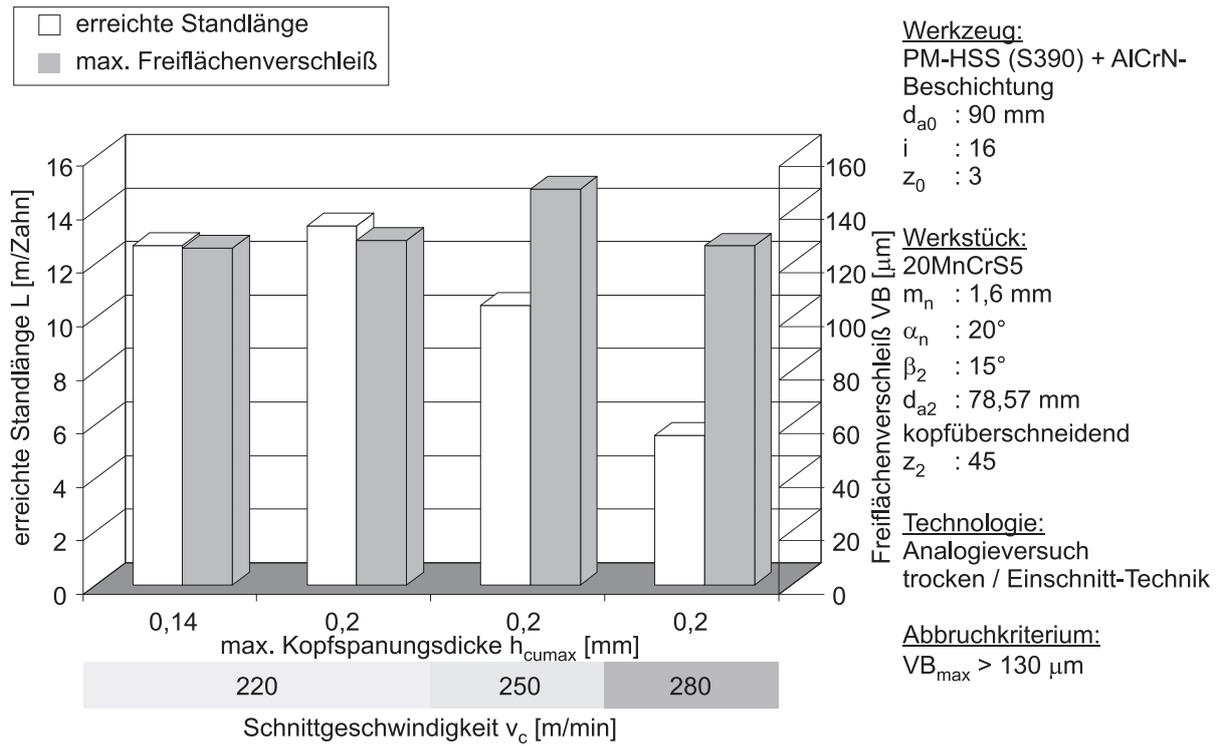


Bild A 10.7-61: Ergebnisübersicht Versuche 2.1.1 bis 2.1.4

10.7.6 Schlagzahnversuche mit 17NiCrMo6.4 (Anwender 3) Modul 1,75 mm:

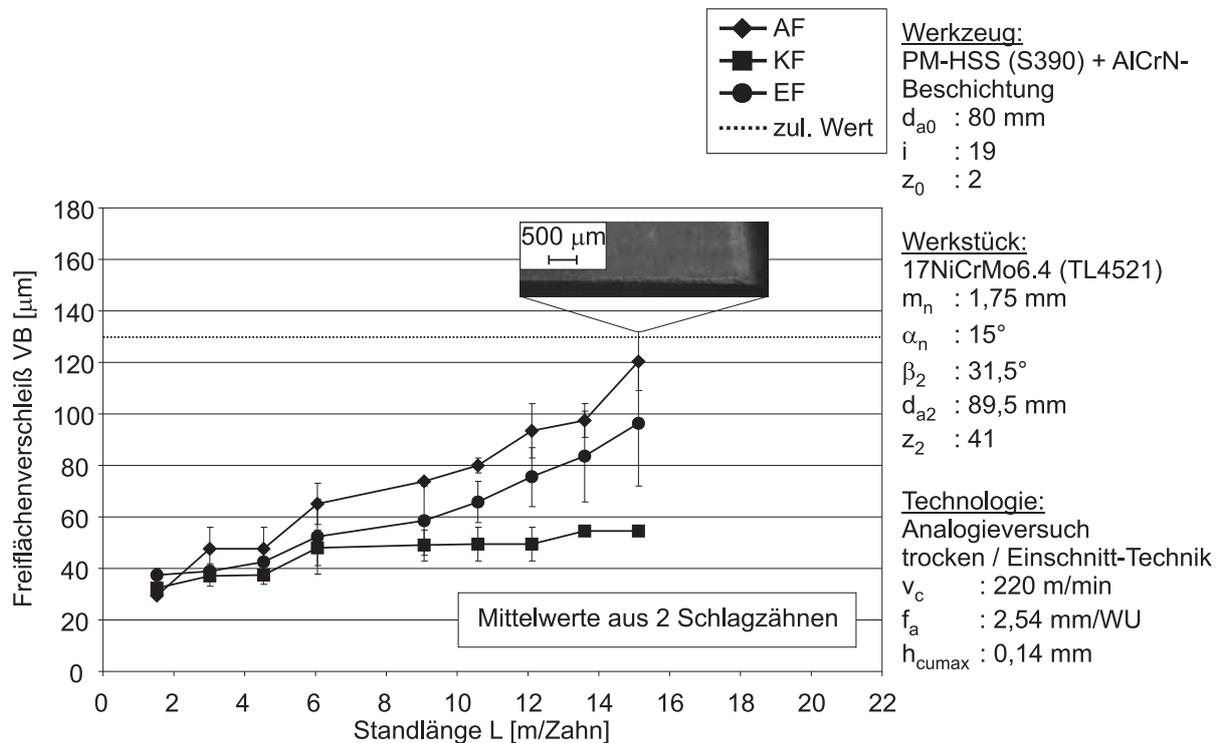


Bild A 10.7-62: Versuch 2.2.1 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

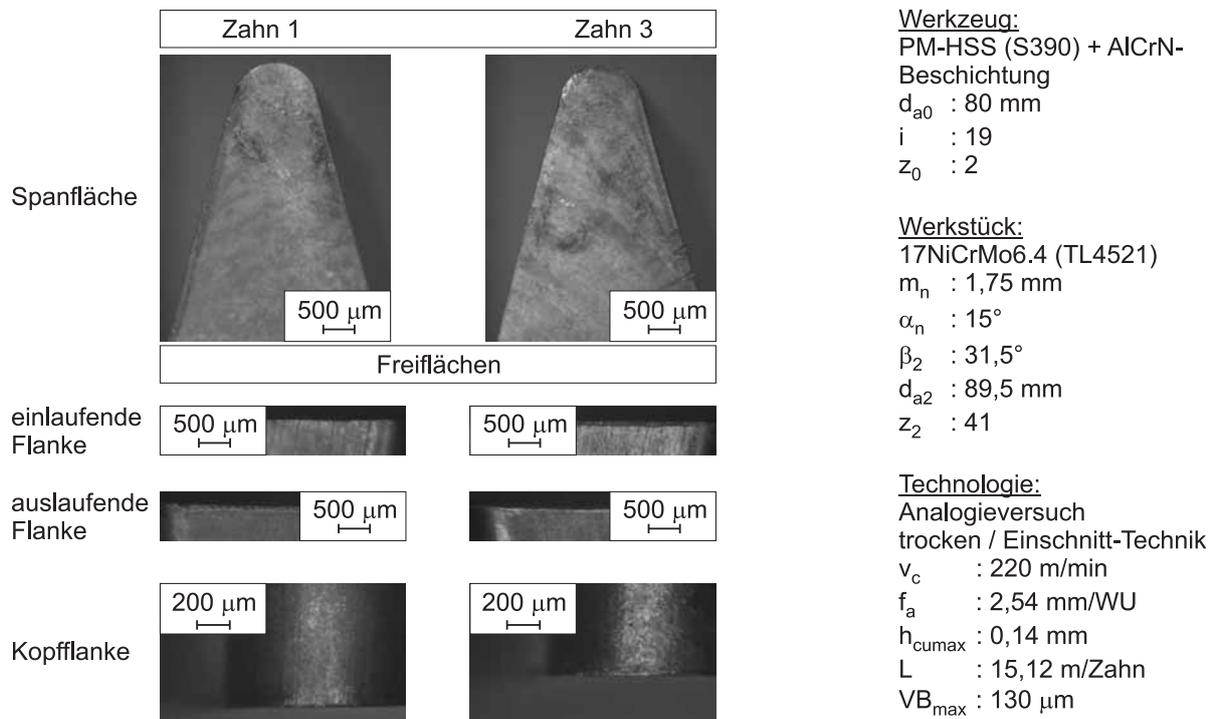


Bild A 10.7-63: Versuch 2.2.1 Verschleißzustand beim Versuchsende

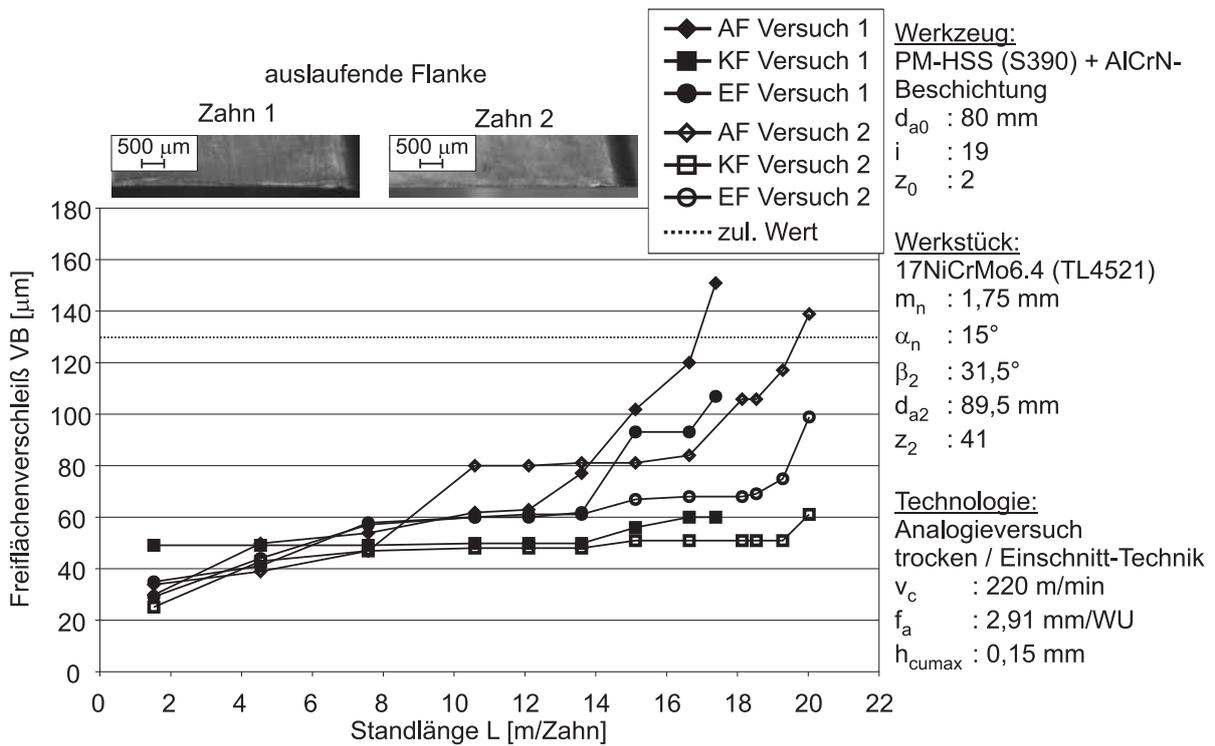


Bild A 10.7-64: Versuch 2.2.2 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

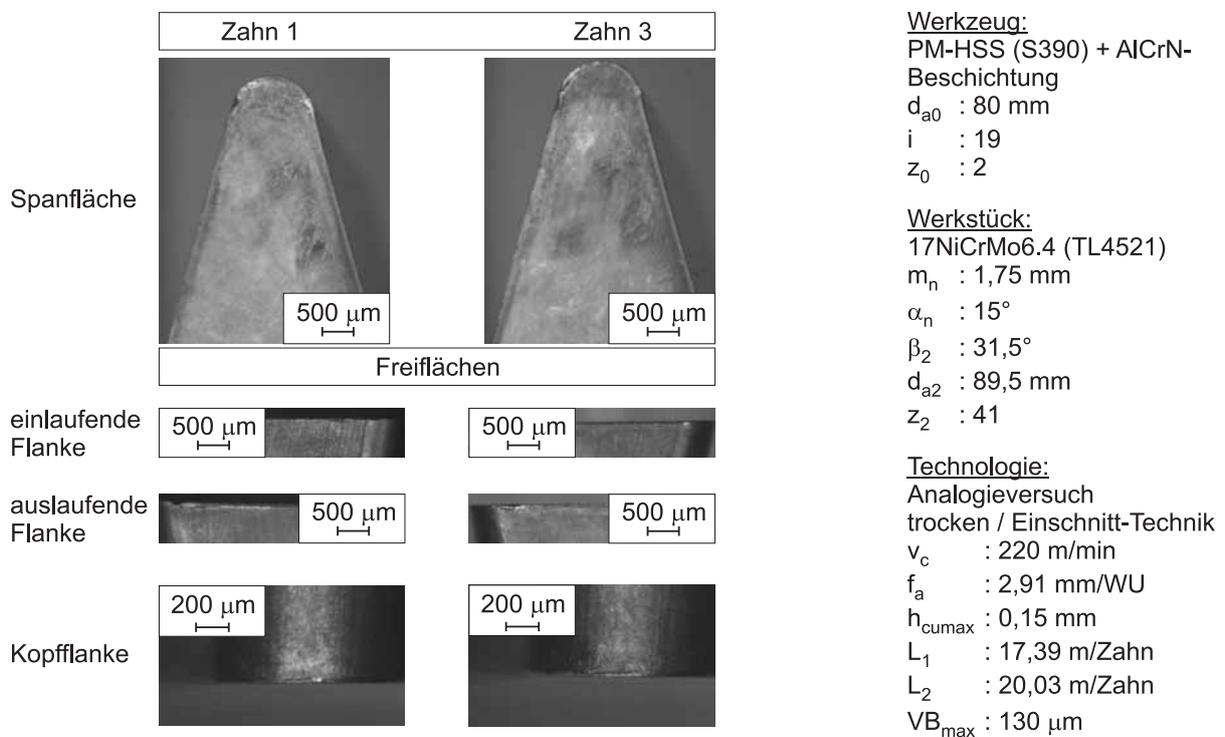


Bild A 10.7-65: Versuch 2.2.2 Verschleißzustand beim Versuchsende

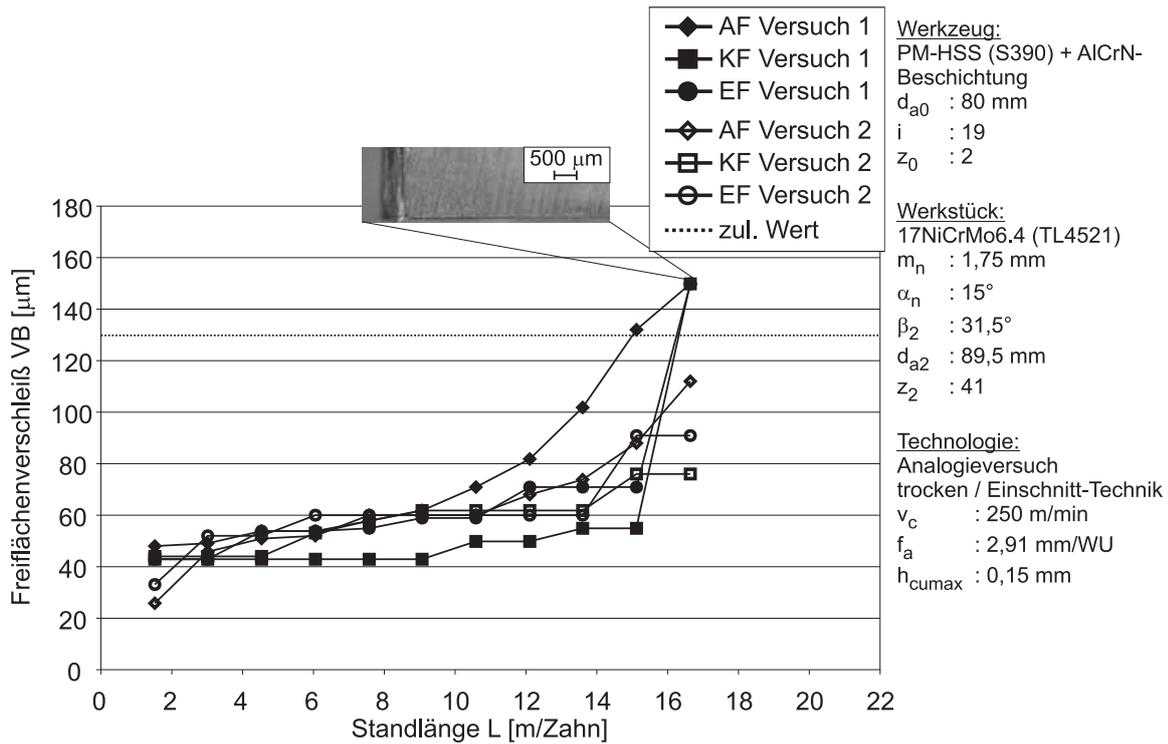


Bild A 10.7-66: Versuch 2.2.3 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

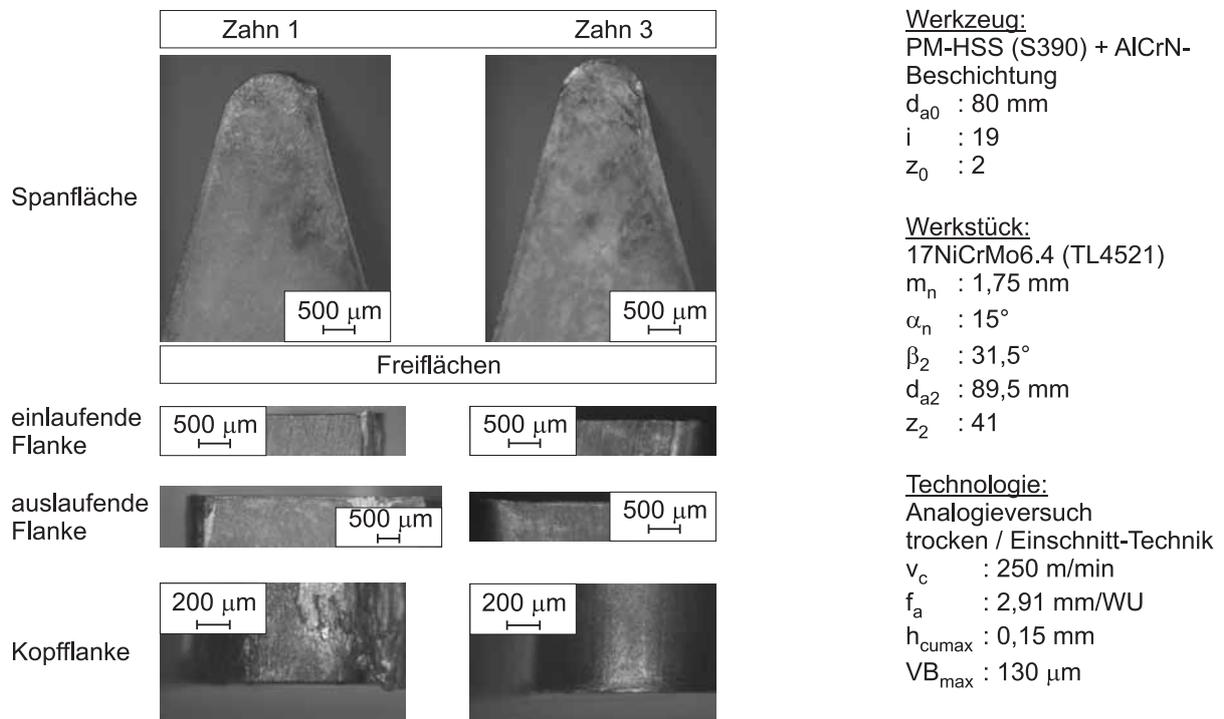


Bild A 10.7-67: Versuch 2.2.3 Verschleißzustand beim Versuchsende

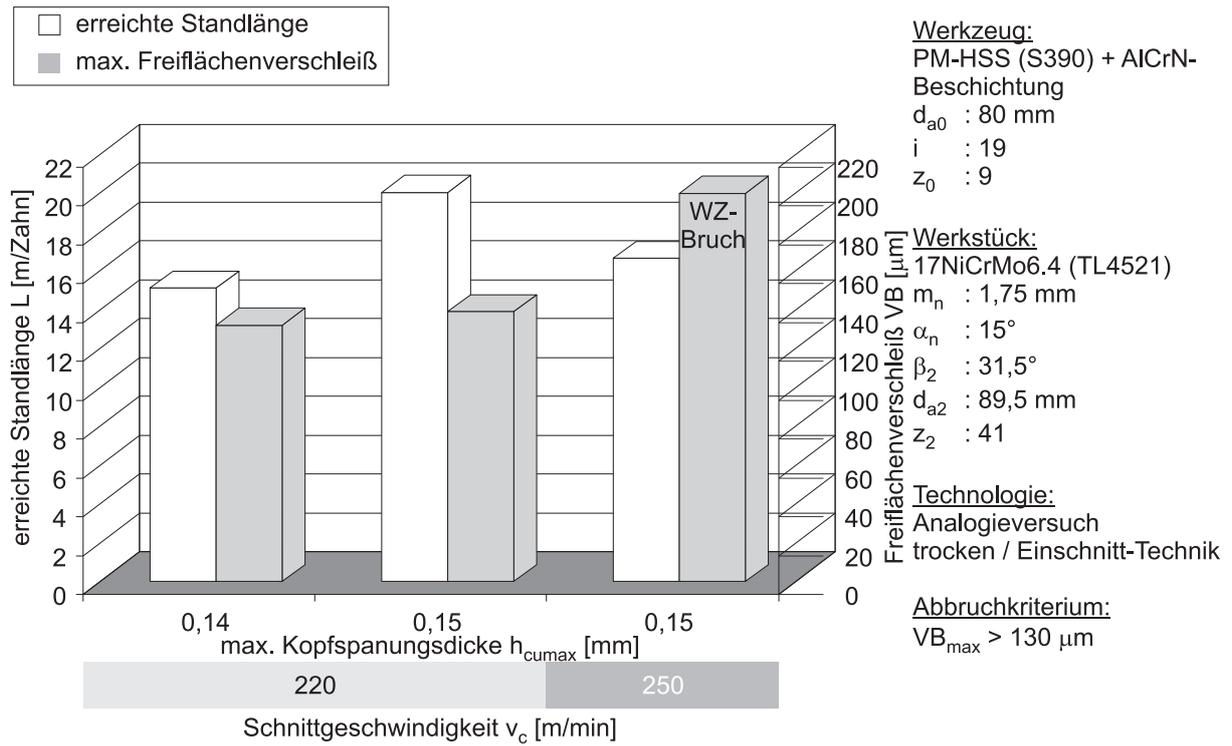


Bild A 10.7-68: Ergebnisübersicht Versuche 2.2.1 bis 2.2.3

10.7.7 Schlagzahnversuche mit 20MoCr4 (Anwender 4) Modul 3,85 mm:

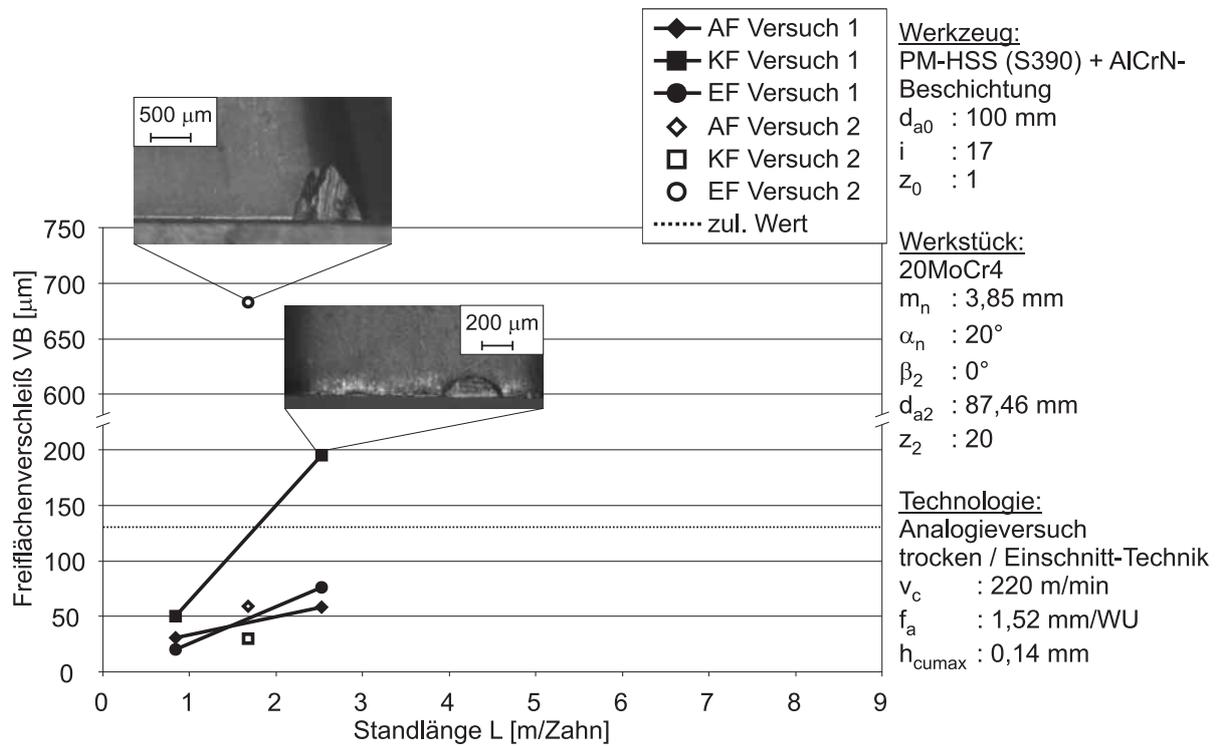


Bild A 10.7-69: Versuch 2.3.1 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

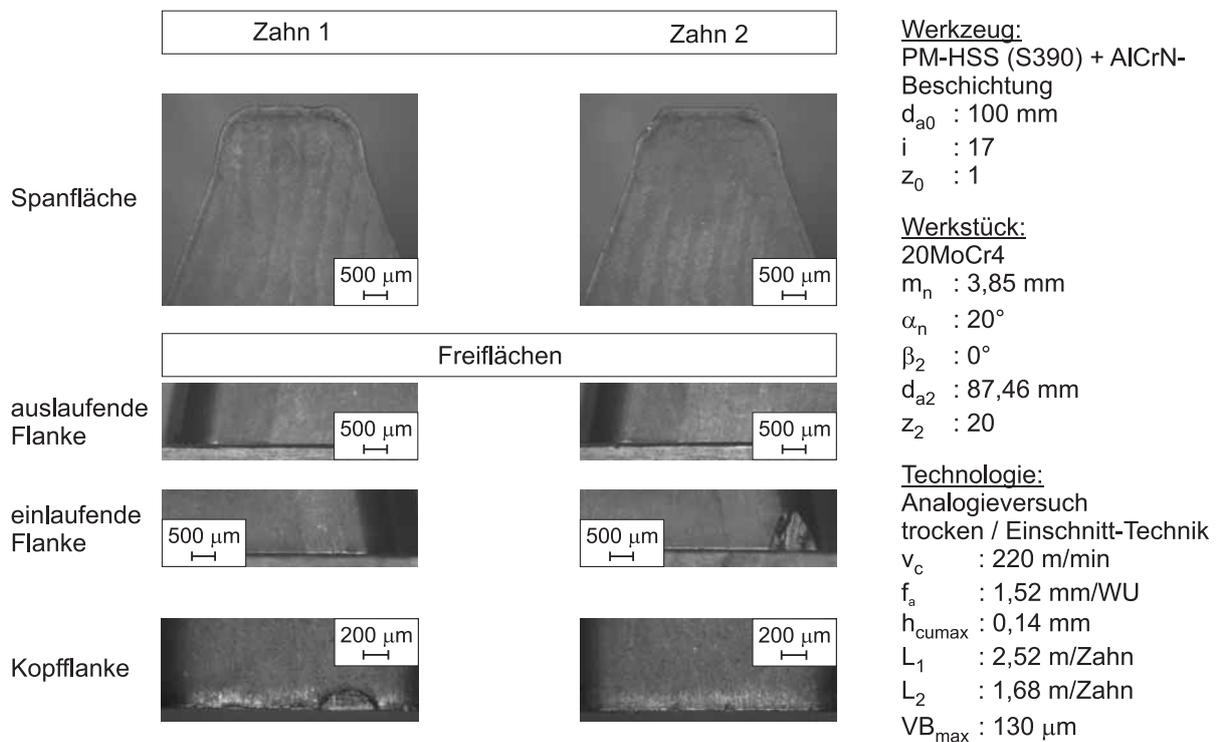


Bild A 10.7-70: Versuch 2.3.1 Verschleißzustand beim Versuchsende

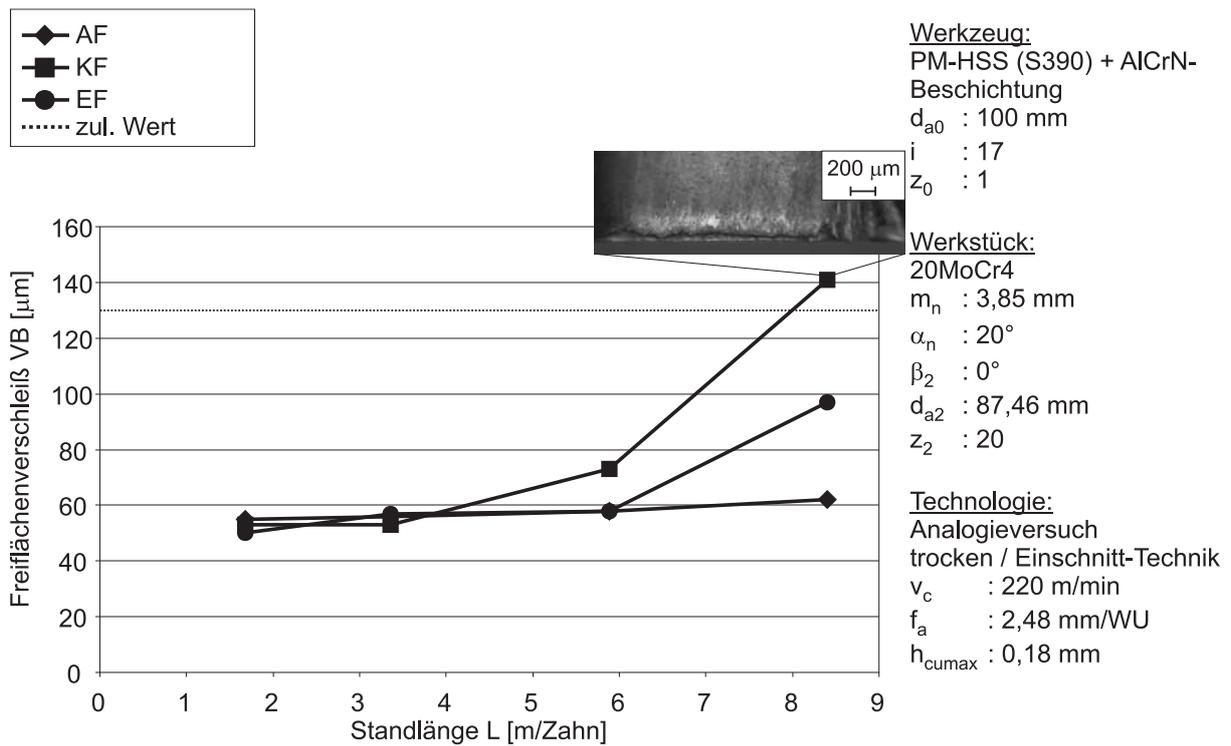


Bild A 10.7-71: Versuch 2.3.2 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

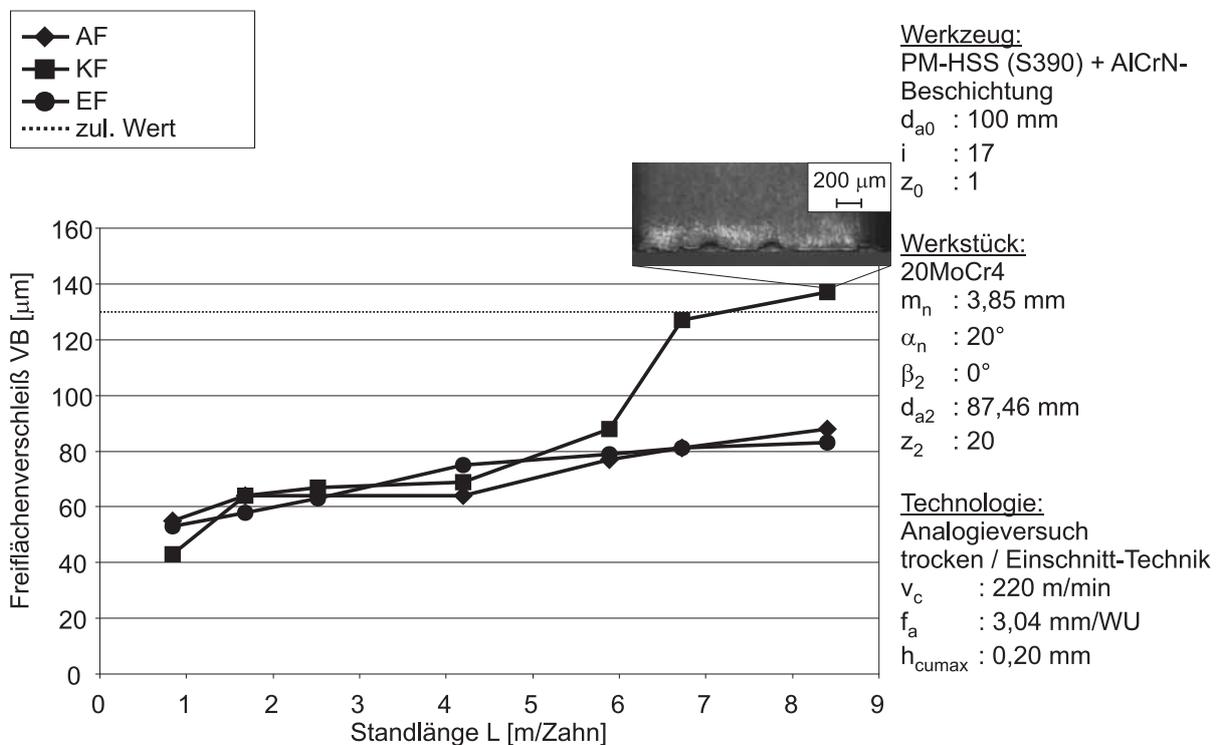


Bild A 10.7-72: Versuch 2.3.3 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

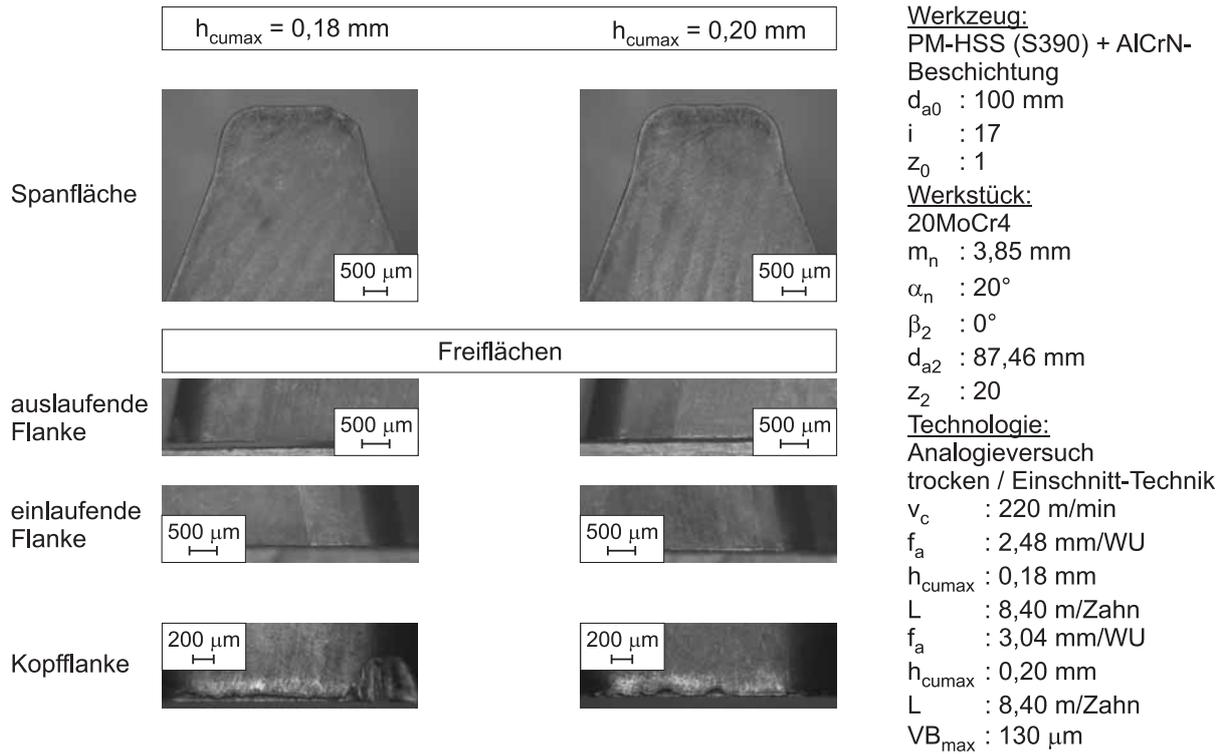


Bild A 10.7-73: Versuch 2.3.2 und 2.3.3 Verschleißzustand beim Versuchsende

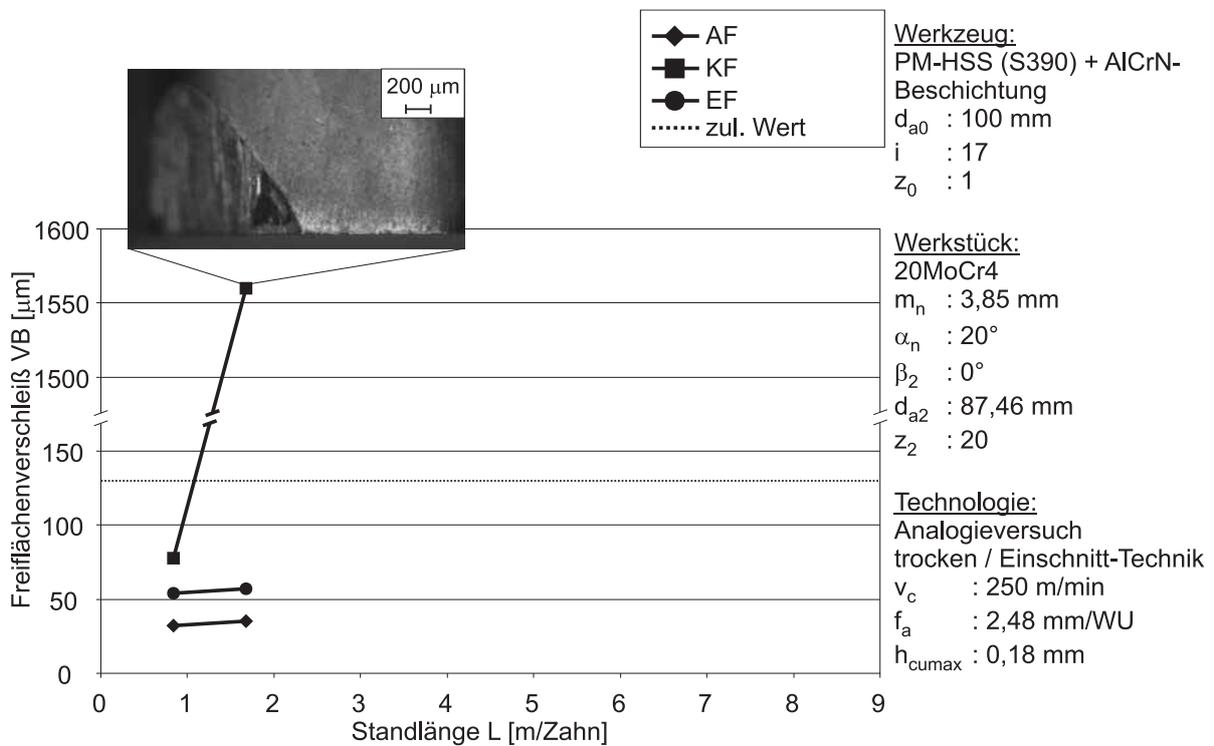


Bild A 10.7-74: Versuch 2.3.4 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

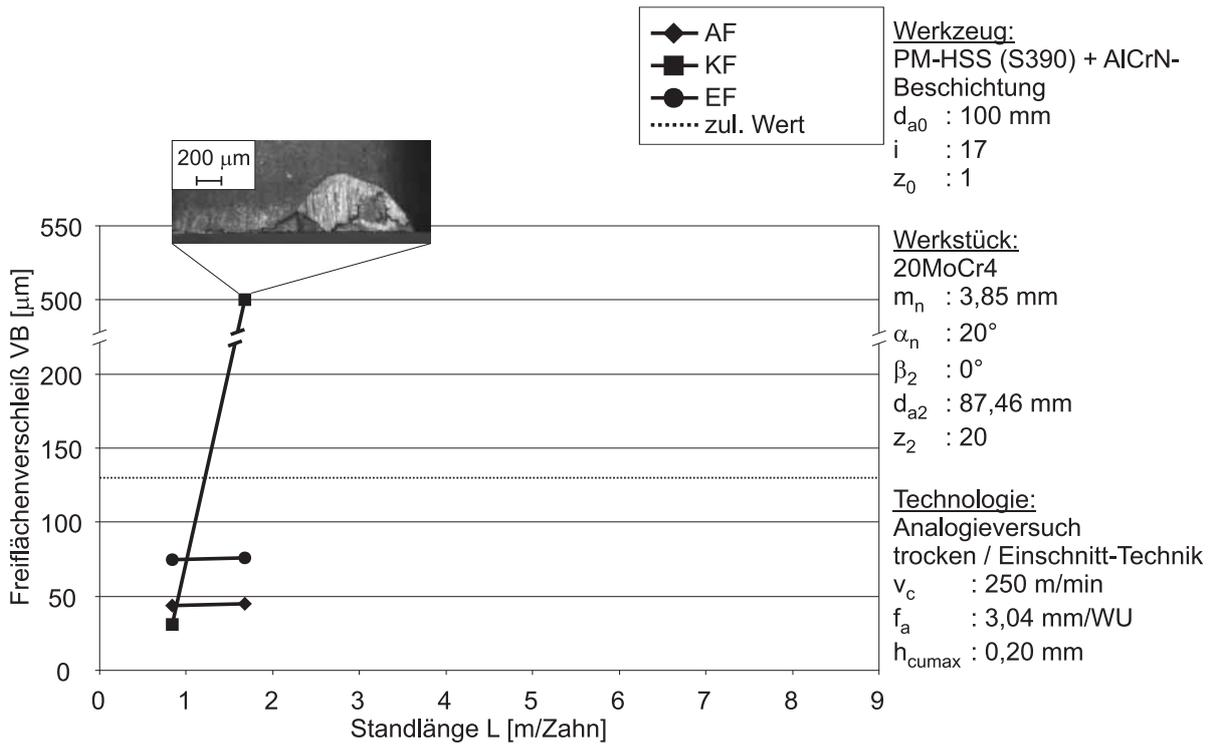


Bild A 10.7-75: Versuch 2.3.5 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

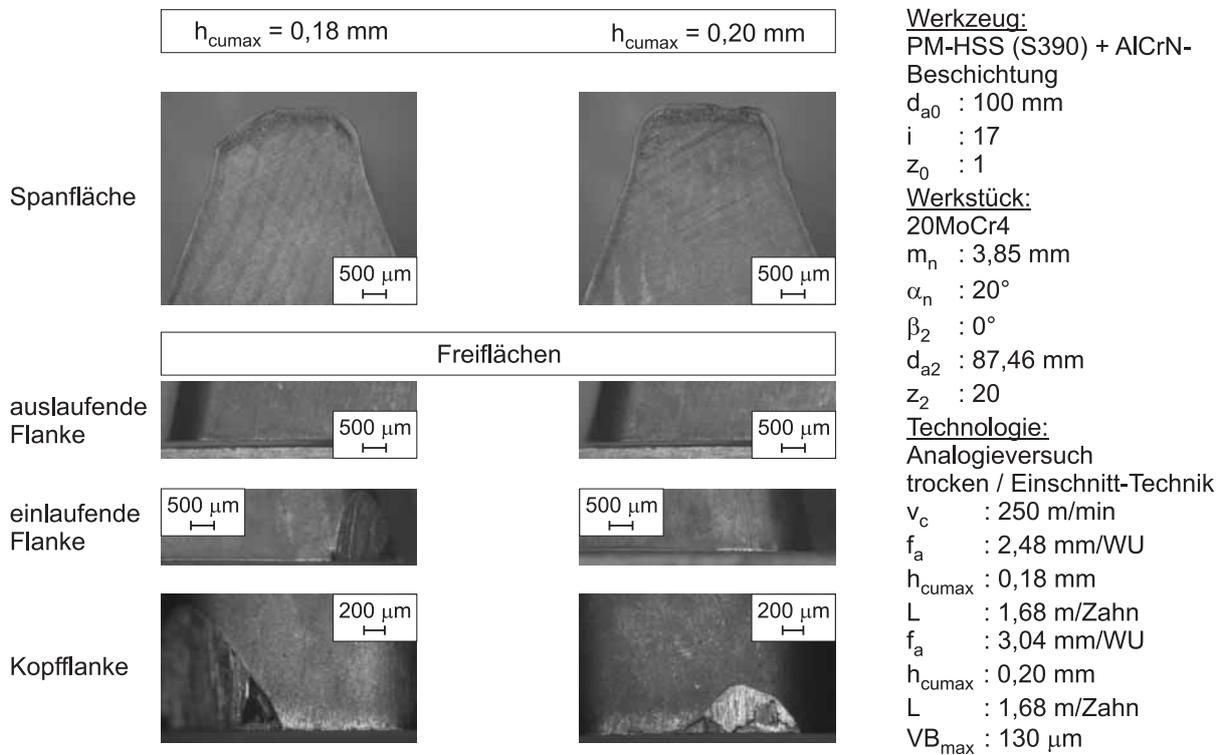


Bild A 10.7-76: Versuch 2.3.5 und 2.3.6 Verschleißzustand beim Versuchsende

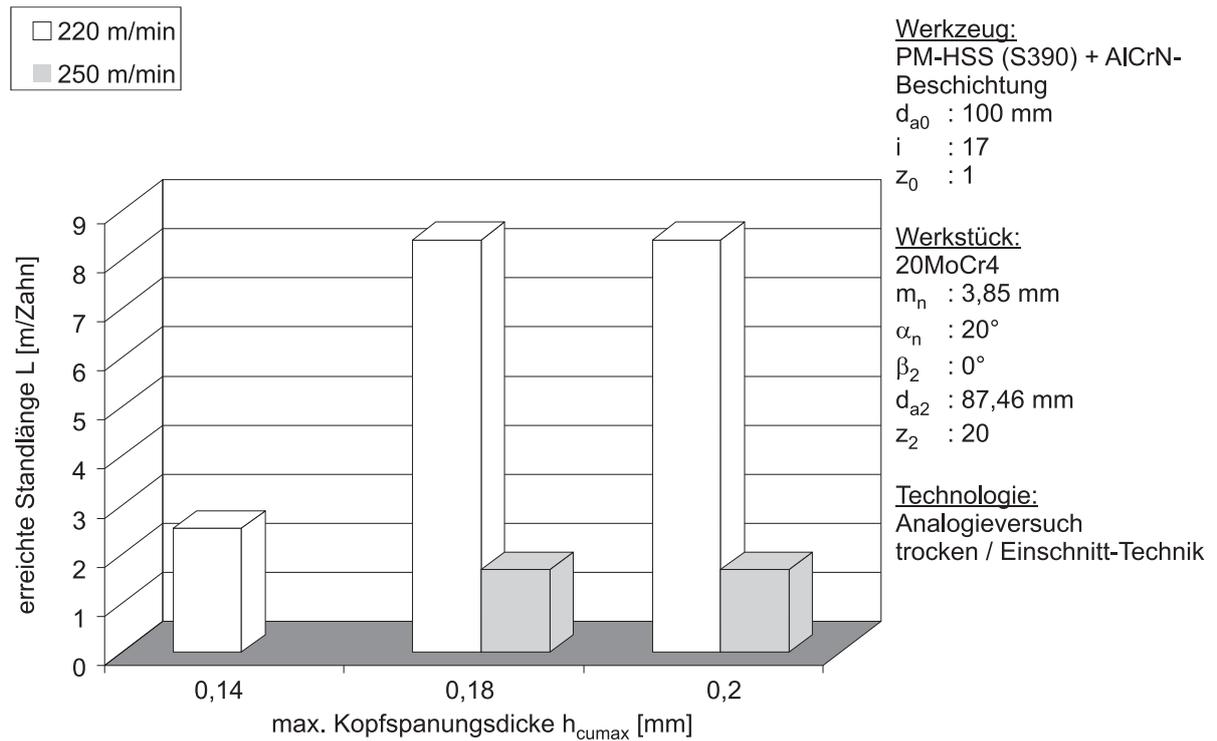


Bild A 10.7-77: Ergebnisübersicht Versuche 2.3.1 bis 2.3.6

10.7.8 Schlagzahnversuche mit Werkstoff ZF7b mit variabler Verzahnungsbreite:

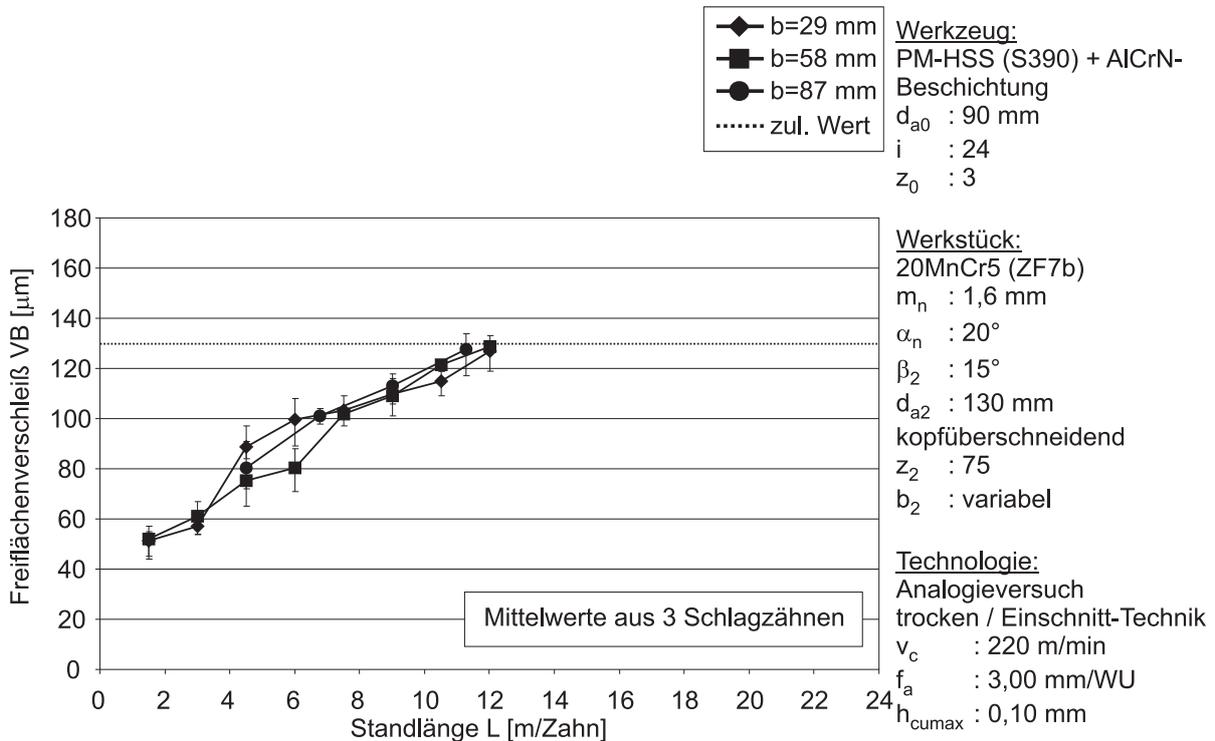


Bild A 10.7-78: Versuch 3.1.1 und 3.1.2 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

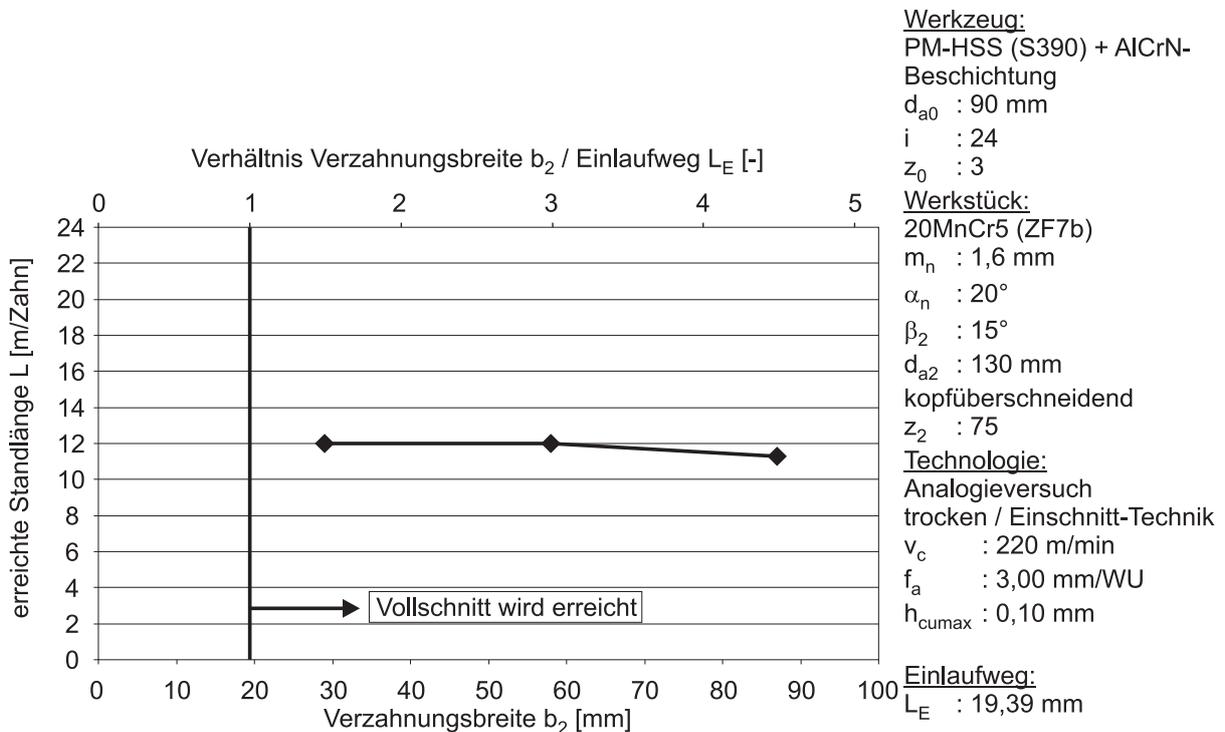


Bild A 10.7-79: Versuche 3.1.1 und 3.1.2 Standlänge bei variabler Verzahnungsbreite

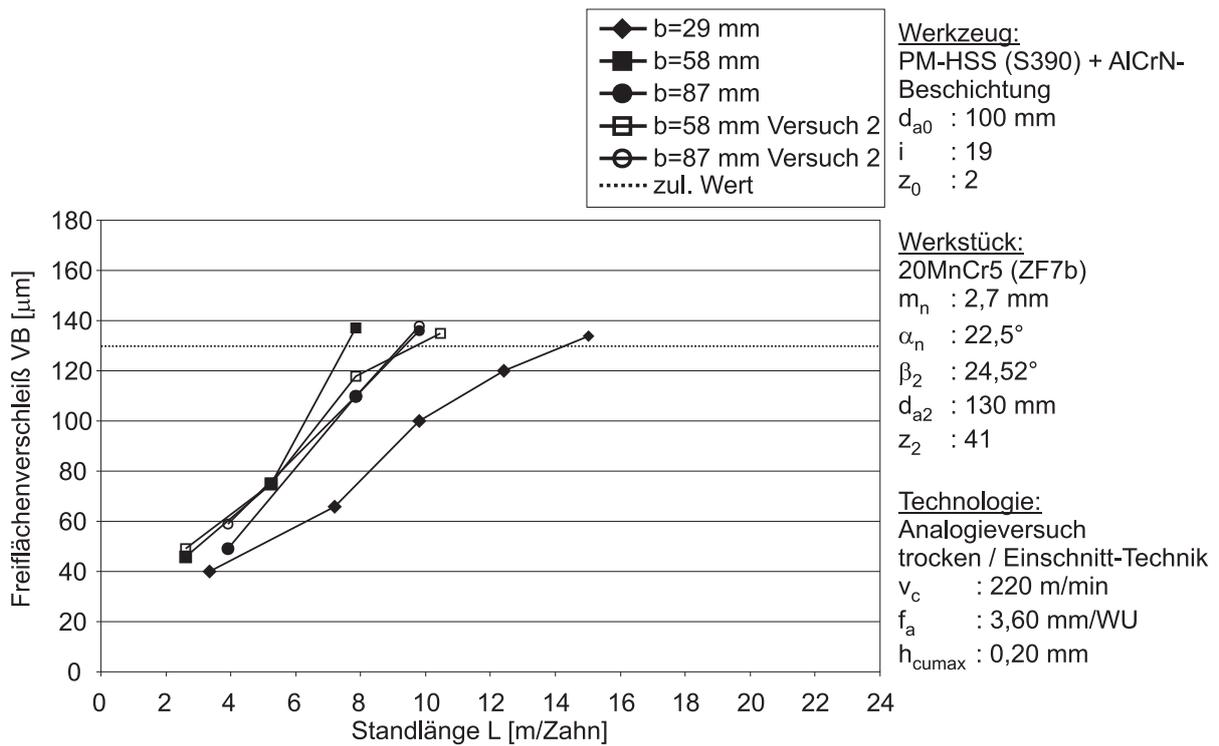


Bild A 10.7-80: Versuche 3.2.1 bis 3.2.4 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

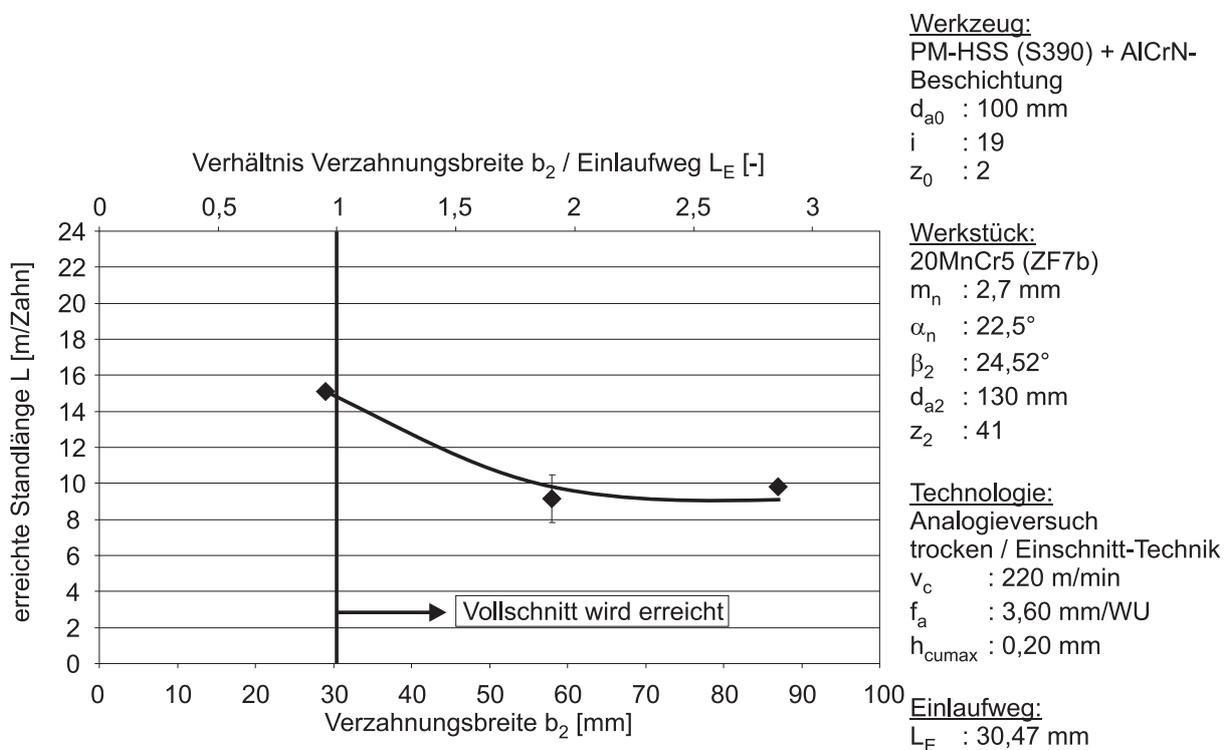


Bild A 10.7-81: Versuche 3.2.1 und 3.2.4 Standlänge bei variabler Verzahnungsbreite

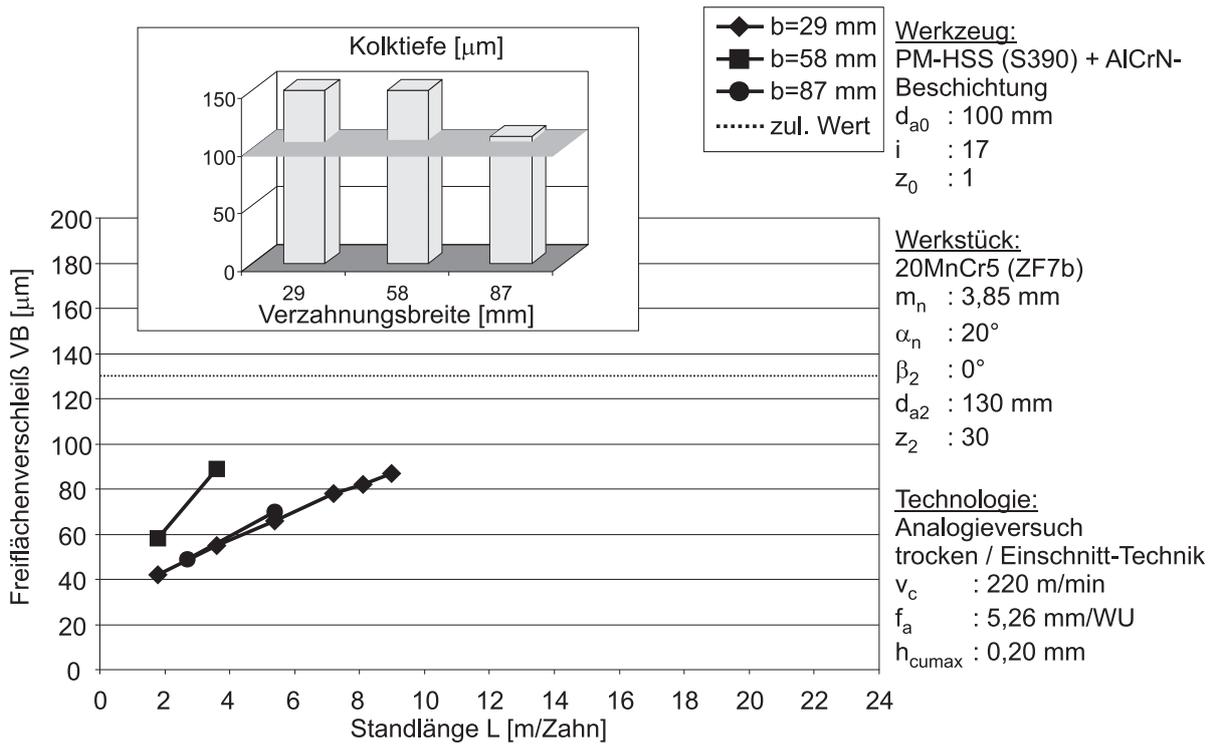


Bild A 10.7-82: Versuch 3.3.1 und 3.3.2 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

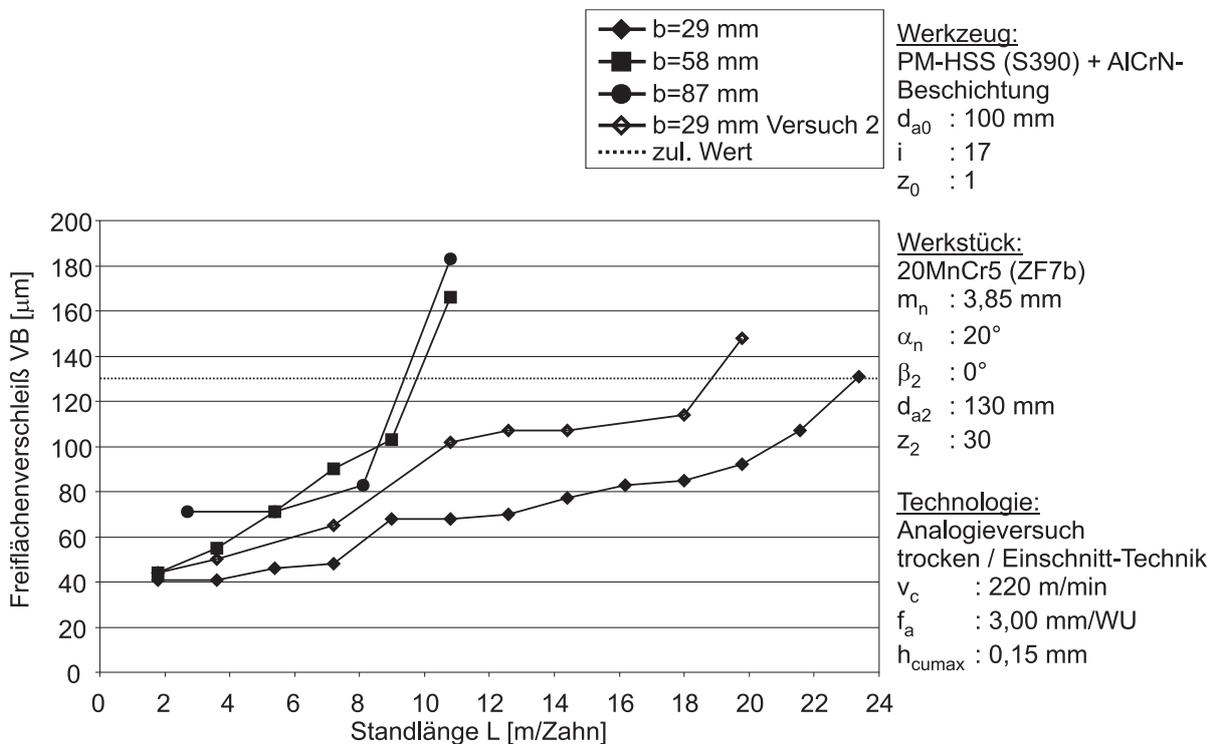


Bild A 10.7-83: Versuch 3.3.3 und 3.3.4 Entwicklung des Freiflächenverschleißes

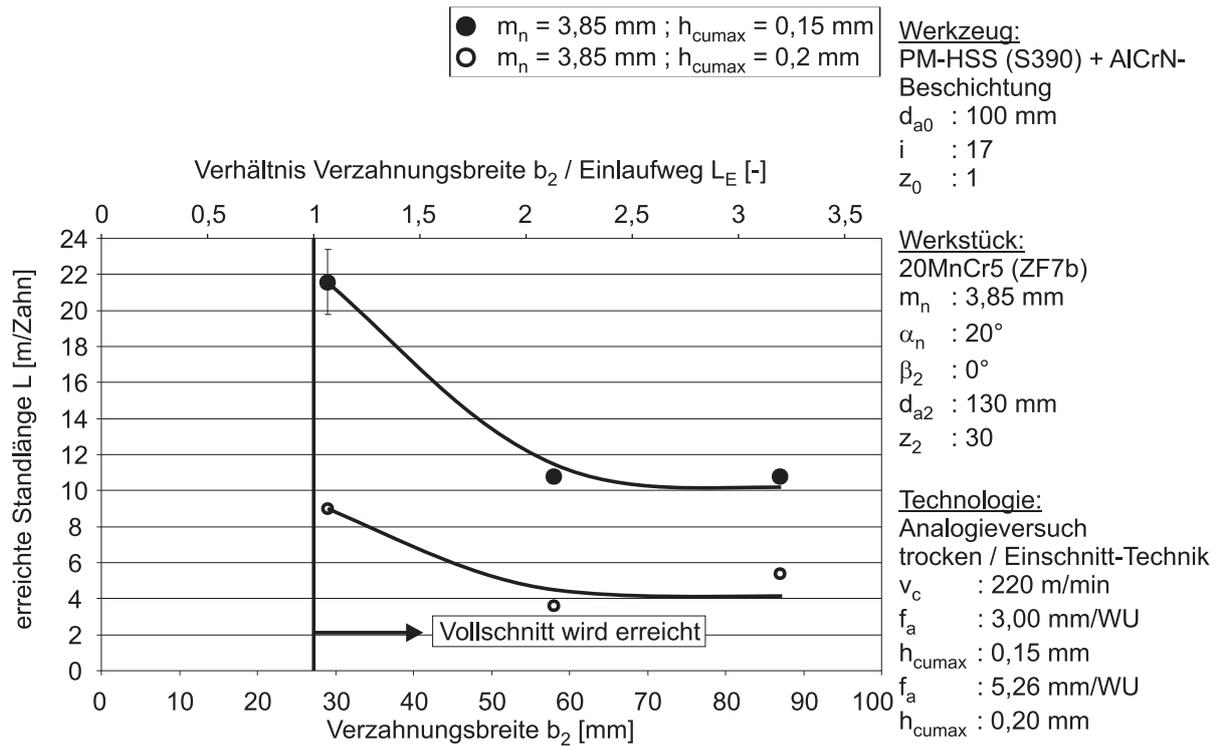


Bild A 10.7-84: Versuche 3.3.1 und 3.3.4 Standlänge bei variabler Verzahnungsbreite

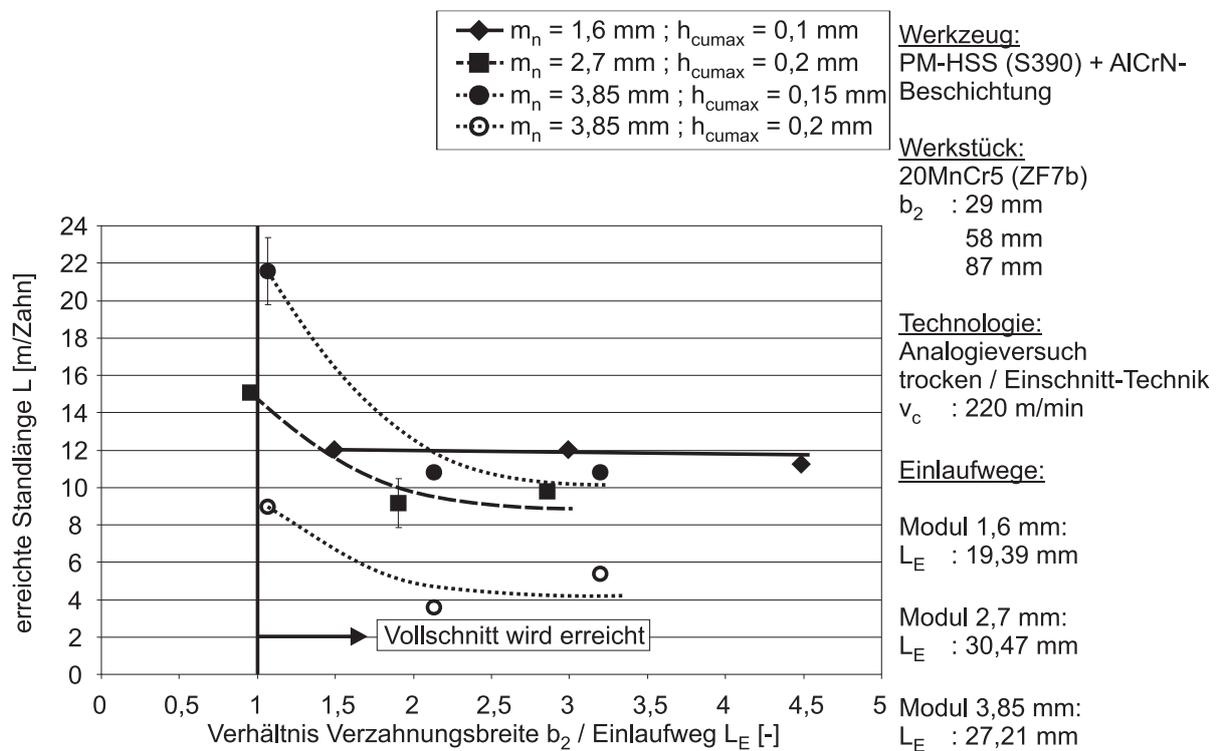


Bild A 10.7-85: Ergebnisübersicht Versuche 3.1.1 bis 3.3.4 Standlängen bei variabler Verzahnungsbreite

10.8 Anlage 8: Erprobungsprotokolle

10.8.1 Erprobungsprotokoll Anwender 1

Technische Angaben	
Werkstück	
Werkstoff	20MnCr5 (ZF7b)
Modul m_n [mm]	2,7
Zähnezahl z_2 [-]	41
Verzahnungsbreite b_2 [mm]	29
Schrägungswinkel β_2 [°] / Richtung	24,52 / links
Eingriffswinkel α_n [°]	22,5
Kopfkreisdurchmesser d_{a2} [mm]	130
Profilverschiebungsfaktor x [-]	0,2343
Werkzeug	
Außendurchmesser d_{a0} [mm]	100
Gangzahl z_0 [-] / Richtung	2 / links
Spannutenzahl i [-]	19
Steigungswinkel γ_0 [°]	3,3686
nutzbare Fräserlänge l_{nutz} [mm]	200
verwendete Maschine	
Liebherr LC 180	
Technologie	
Fräsverfahren	Gleichlauf / trocken / Kurzshiften
axialer Vorschub f_a [mm/WU]	3,6
max. Kopfspannungsdicke h_{cumax} [mm]	0,20
Schnittgeschwindigkeit v_c [m/min]	220
Abbruchkriterium	Freiflächenverschleiß >130 μm
Bemerkungen zur Versuchsdurchführung	
Der Fräser wurde nach jedem Shiftdurchgang optisch beurteilt.	
Ergebnis	
Gefräste Werkstücke [Stck]	287
erreichte Standlänge L [m/Zahn]	2,26
Bewertung	
Es kam im Bereich der auslaufenden Zahnflanke (ab ca. der Mitte) zu Ausbrüchen bzw. Schichtabplatzungen, die das Abbruchkriterium stark überschritten. Die Ursache hierfür ist in einer ungenügenden Werkzeugaufbereitung zu finden.	
Die Werkzeugqualität war ungleichmäßig.	

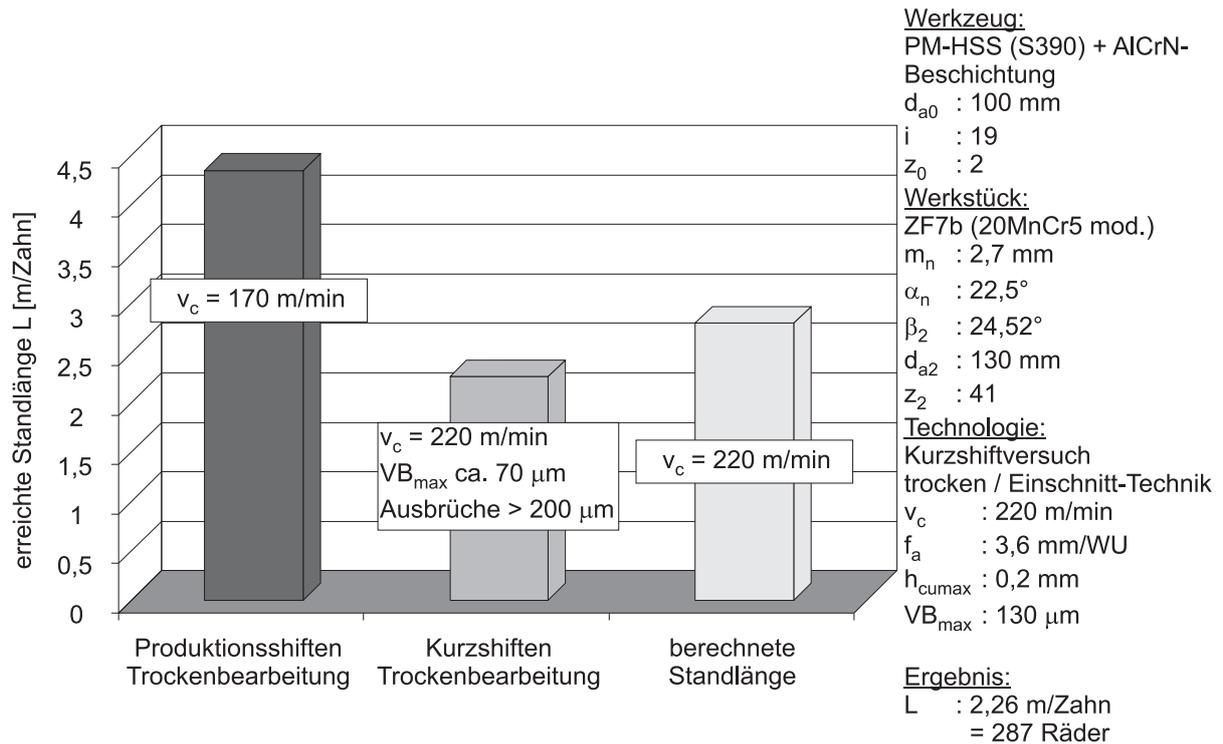


Bild A 10.8-1: Vergleich des Ergebnisses zwischen betriebsüblichem und Versuchsregime sowie Rechenergebnis von RIWERA (Anwender 1)

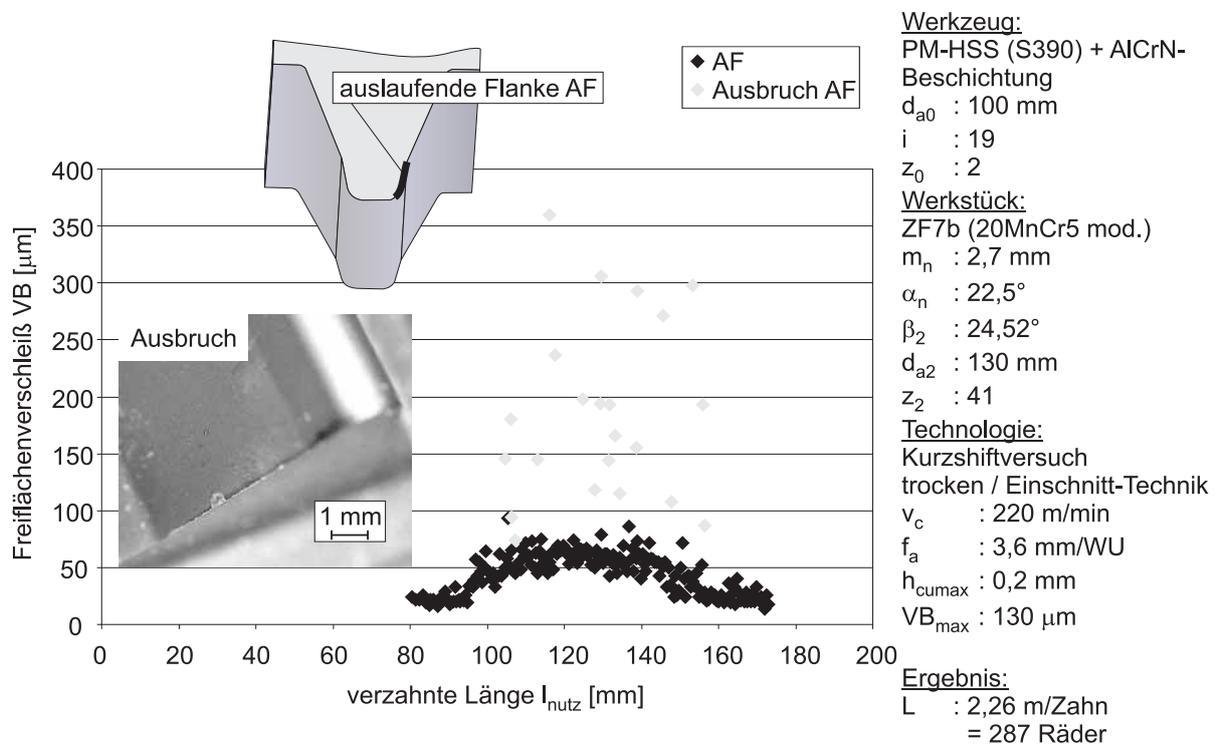


Bild A 10.8-2: Gemessener Verschleiß an der auslaufenden Flanke (Anwender 1)

10.8.2 Erprobungsprotokoll Anwender 2

Technische Angaben	
Werkstück	
Werkstoff	20MnCrS5
Modul m_n [mm]	1,6
Zähnezahl z_2 [-]	45
Verzahnungsbreite b_2 [mm]	24
Schrägungswinkel β_2 [°] / Richtung	15 / rechts
Eingriffswinkel α_n [°]	20
Kopfkreisdurchmesser d_{a2} [mm]	78,57
Profilverschiebungsfaktor x [-]	0,321
Werkzeug	
Außendurchmesser d_{a0} [mm]	90
Gangzahl z_0 [-] / Richtung	3 / rechts
Spannutenzahl i [-]	24
Steigungswinkel γ_0 [°]	2,817
nutzbare Fräserlänge l_{nutz} [mm]	110
verwendete Maschine	
Gleason Phoenix 125 GH	
Technologie	
Fräsverfahren	Gleichlauf / trocken / Kurzshiften
axialer Vorschub f_a [mm/WU]	2,5
max. Kopfspannungsdicke h_{cumax} [mm]	0,13
Schnittgeschwindigkeit v_c [m/min]	220
Abbruchkriterium	Freiflächenverschleiß >130 μm
Bemerkungen zur Versuchsdurchführung	
Der Fräser wurde nach jedem Shiftdurchgang optisch beurteilt.	
Ergebnis	
Gefräste Werkstücke [Stck]	560
erreichte Standlänge L [m/Zahn]	2,7
Bewertung	
Das Verschleißverhalten kann als gleichmäßig beurteilt werden. Es kam zu keinen größeren Ausbrüchen, die das Abbruchkriterium überschritten.	
Das Ergebnis kann als sicher bewertet werden.	

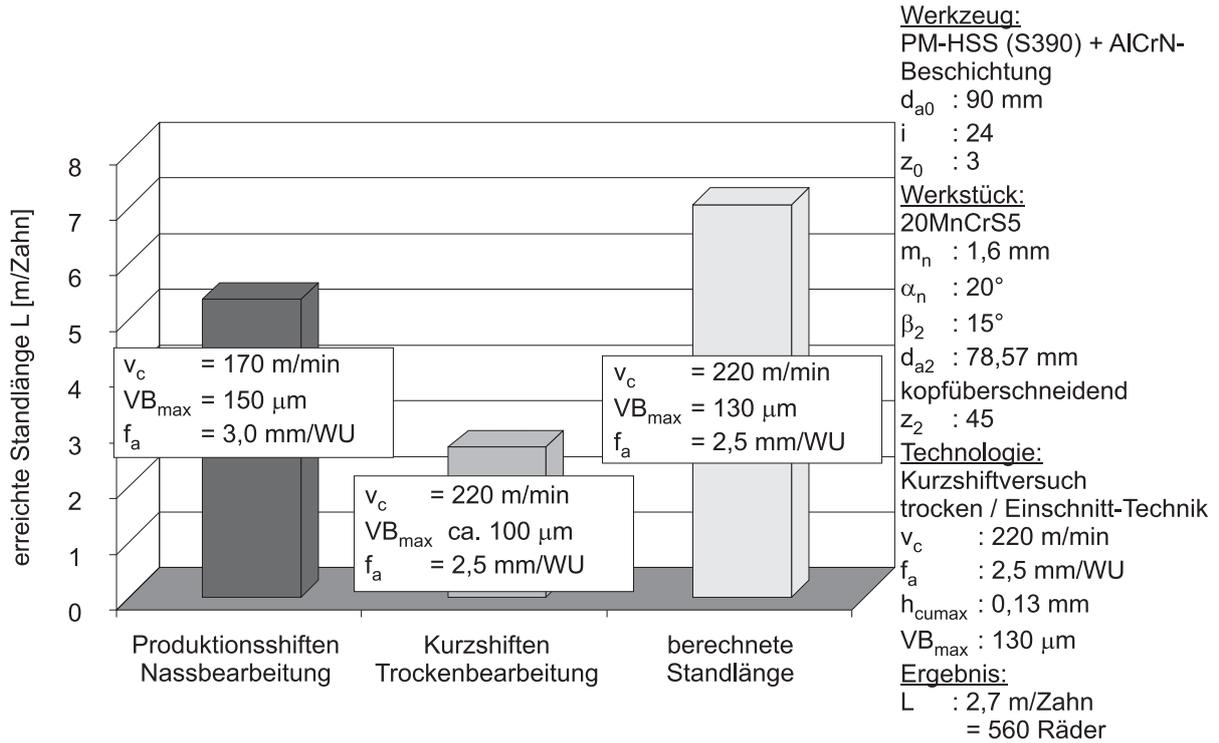


Bild A 10.8-3: Vergleich des Ergebnisses zwischen betriebsüblichem und Versuchsregime sowie Rechenergebnis von RIWERA (Anwender 2)

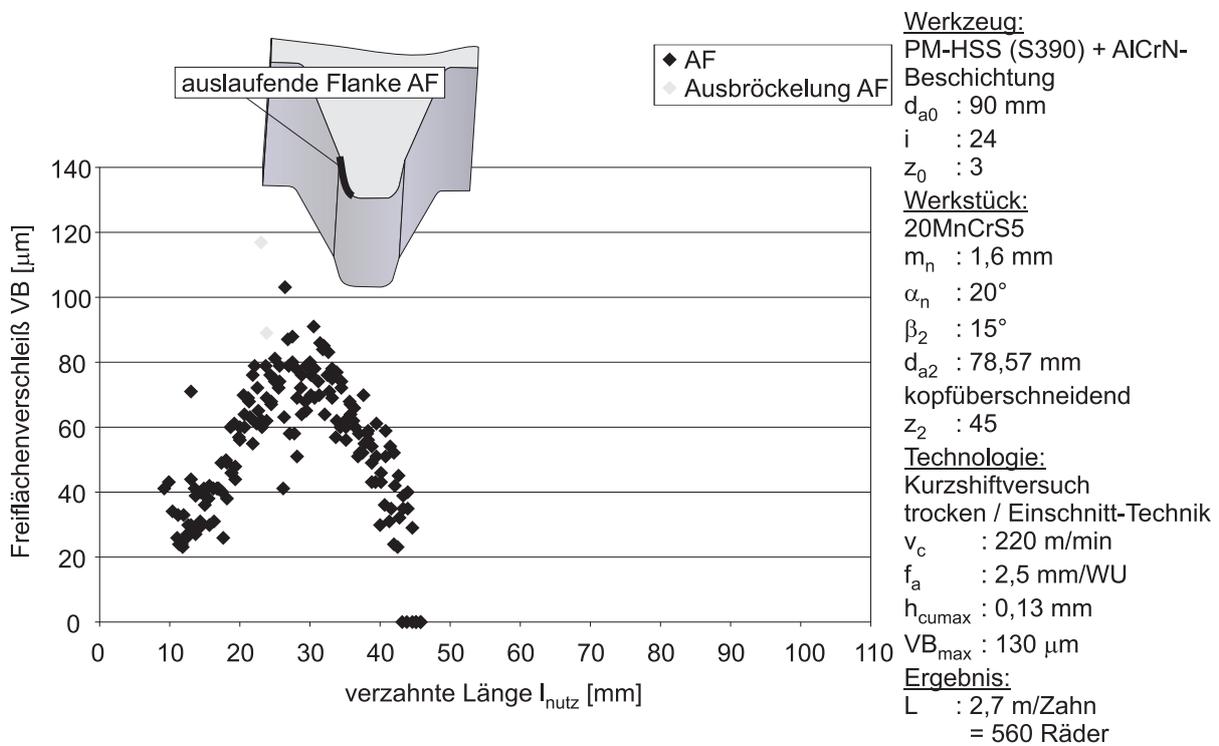


Bild A 10.8-4: Gemessener Verschleiß an der auslaufenden Flanke (Anwender 2)

10.8.3 Erprobungsprotokoll Anwender 3

Technische Angaben	
Werkstück	
Werkstoff	17NiCrMo 6.4 (TL4521)
Modul m_n [mm]	1,75
Verzahnungsbreite b_2 [mm]	15,72
Eingriffswinkel α_n [°]	15
Zahnrad 1	
Zähnezahl z_2 [-]	37
Schrägungswinkel β_2 [°] / Richtung	32,75 / links
Kopfkreisdurchmesser d_{a2} [mm]	82,7
Profilverschiebungsfaktor x [-]	0,0571
Zahnrad 2	
Zähnezahl z_2 [-]	41
Schrägungswinkel β_2 [°] / Richtung	31,5 / links
Kopfkreisdurchmesser d_{a2} [mm]	89,5
Profilverschiebungsfaktor x [-]	-0,0457
Werkzeug	
Außendurchmesser d_{a0} [mm]	80
Gangzahl z_0 [-] / Richtung	2 / links
Spannutenzahl i [-]	19
Steigungswinkel γ_0 [°]	2,7833
nutzbare Fräserlänge l_{nutz} [mm]	200
verwendete Maschine	
Gleason Pfauter GP130	
Technologie	
Fräsverfahren	Gleichlauf / trocken / Kurzshiften
axialer Vorschub f_a [mm/WU]	3,0
max. Kopfspannungsdicke h_{cumax} [mm]	0,17 / 0,15
Schnittgeschwindigkeit v_c [m/min]	220
Abbruchkriterium	Freiflächenverschleiß >130 μm
Bemerkungen zur Versuchsdurchführung	
Der Fräser wurde nach jedem Shiftdurchgang optisch beurteilt.	

Ergebnis	
Zahnrad 1	
Gefräste Werkstücke [Stck]	357
erreichte Standlänge L [m/Zahn]	0,581
Zahnrad 2	
Gefräste Werkstücke [Stck]	1275
erreichte Standlänge L [m/Zahn]	2,325
Gesamt	
Gefräste Werkstücke [Stck]	1632
erreichte Standlänge L [m/Zahn]	2,9
Bewertung	
Es wurden auf der einlaufenden Flanke Ausbrüche von ca. 700 μm bzw. ca. 1,2 mm registriert. Als Ursache für die Ausbrüche können örtliche Beschädigungen in Frage kommen. Das übrige Verschleißniveau betrug maximal ca. 300 μm .	

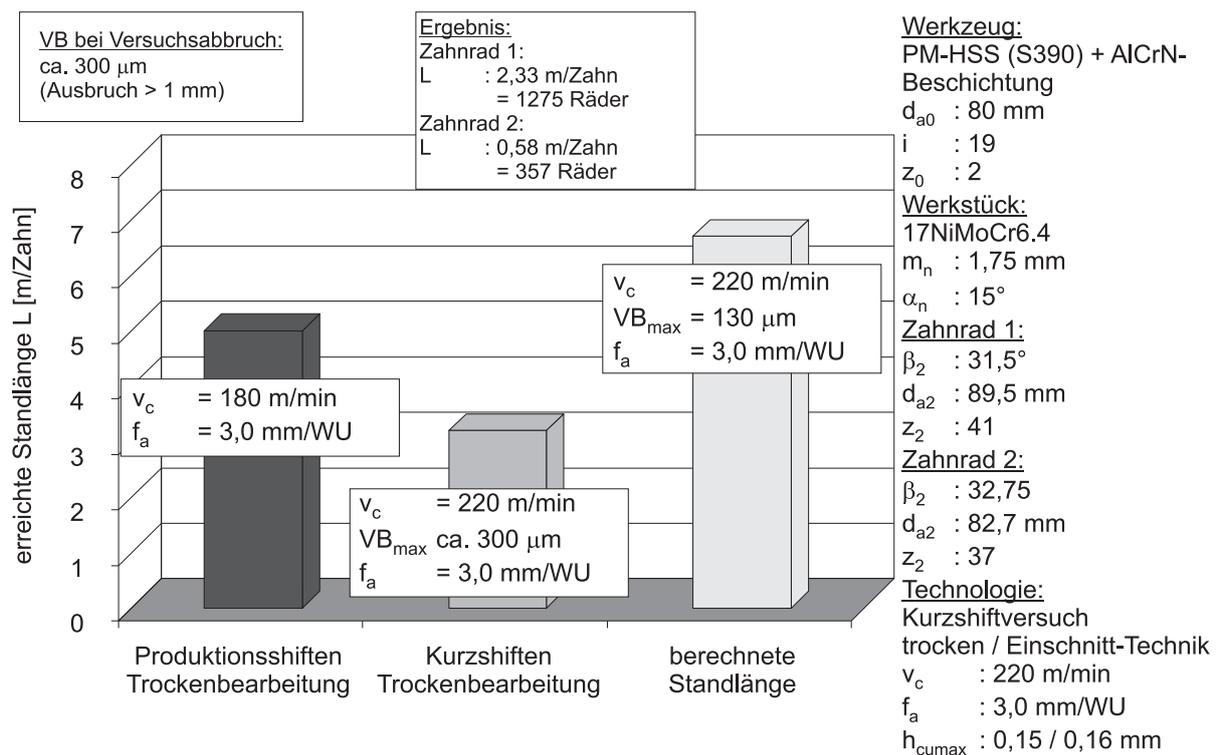


Bild A 10.8-5: Vergleich des Ergebnisses zwischen betriebsüblichem und Versuchsregime sowie Rechenergebnis von RIWERA (Anwender 3)

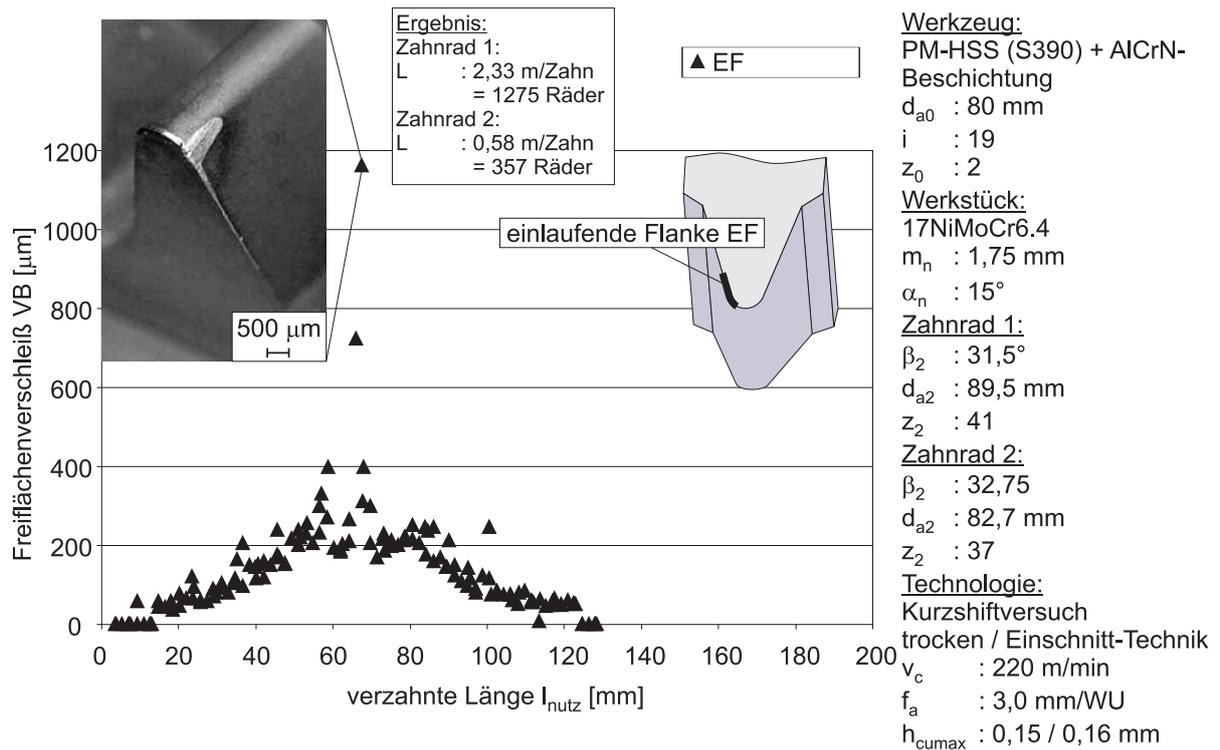


Bild A 10.8-6: Gemessener Verschleiß an der einlaufenden Flanke (Anwender 3)

10.8.4 Erprobungsprotokoll Anwender 5 (Trockenbearbeitung)

Technische Angaben	
Werkstück	
Werkstoff	20MnCr5
Modul m_n [mm]	2,5
Zähnezahl z_2 [-]	29
Verzahnungsbreite b_2 [mm]	42
Schrägungswinkel β_2 [°] / Richtung	0 / geradverzahnt
Eingriffswinkel α_n [°]	20
Kopfkreisdurchmesser d_{a2} [mm]	78,39
Profilverschiebungsfaktor x [-]	0,2088
Werkzeug	
Außendurchmesser d_{a0} [mm]	100
Gangzahl z_0 [-] / Richtung	1 / rechts
Spannutenzahl i [-]	21
Steigungswinkel γ_0 [°]	1,5403
nutzbare Fräserlänge l_{nutz} [mm]	140
verwendete Maschine	
Liebherr LC 380	
Technologie	
Fräsverfahren	Gleichlauf / trocken / Kurzshiften
axialer Vorschub f_a [mm/WU]	3,0
max. Kopfspannungsdicke h_{cumax} [mm]	0,1
Schnittgeschwindigkeit v_c [m/min]	220
Abbruchkriterium	Freiflächenverschleiß >130 μm
Bemerkungen zur Versuchsdurchführung	
Der Fräser wurde nach jedem Shiftdurchgang optisch beurteilt.	
Ergebnis	
Gefräste Werkstücke [Stck]	204
erreichte Standlänge L [m/Zahn]	3,74
Bewertung	
Das Verschleißniveau betrug ca. 100 μm . Es wurden keine Ausbrüche an den Schneidkanten der Wälzfräserzähne festgestellt. Der Versuch wurde nach 200 Rädern aufgrund fehlender Rohlinge abgebrochen.	

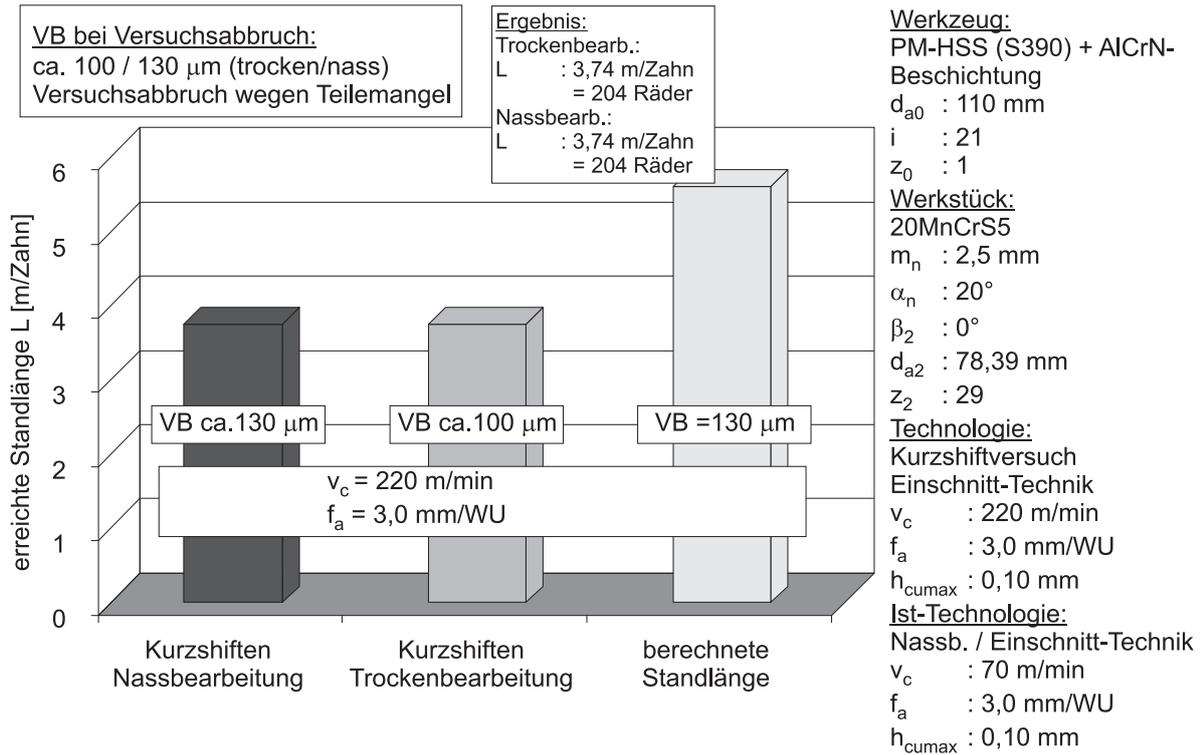


Bild A 10.8-7: Vergleich des Ergebnisses zwischen dem Versuchsregime und dem Rechenergebnis von RIWERA (Anwender 5)

10.8.5 Erprobungsprotokoll Anwender 5 (Nassbearbeitung)

Technische Angaben	
Werkstück	
Werkstoff	20MnCr5
Modul m_n [mm]	2,5
Zähnezahl z_2 [-]	29
Verzahnungsbreite b_2 [mm]	42
Schrägungswinkel β_2 [°] / Richtung	0 / geradverzahnt
Eingriffswinkel α_n [°]	20
Kopfkreisdurchmesser d_{a2} [mm]	78,39
Profilverschiebungsfaktor x [-]	0,2088
Werkzeug	
Außendurchmesser d_{a0} [mm]	100
Gangzahl z_0 [-] / Richtung	1 / rechts
Spannutenzahl i [-]	21
Steigungswinkel γ_0 [°]	1,5403
nutzbare Fräserlänge l_{nutz} [mm]	140
verwendete Maschine	
Liebherr LC 380	
Technologie	
Fräsverfahren	Gleichlauf / nass / Kurzshiften
axialer Vorschub f_a [mm/WU]	3,0
max. Kopfspannungsdicke h_{cumax} [mm]	0,1
Schnittgeschwindigkeit v_c [m/min]	220
Abbruchkriterium	Freiflächenverschleiß >130 μm
Bemerkungen zur Versuchsdurchführung	
Der Fräser wurde nach jedem Shiftdurchgang optisch beurteilt.	
Ergebnis	
Gefräste Werkstücke [Stck]	204
erreichte Standlänge L [m/Zahn]	3,74
Bewertung	
Das Verschleißniveau betrug ca. 150 μm . Es wurden Ausbrüche von bis zu 470 μm an den Schneidkanten einzelner Wälzfräserzähne festgestellt. So dass der Versuch nach 200 Rädern abgebrochen wurde. Das Ergebnis der Nassbearbeitung ist als schlechter einzuschätzen, als das der Trockenbearbeitung.	

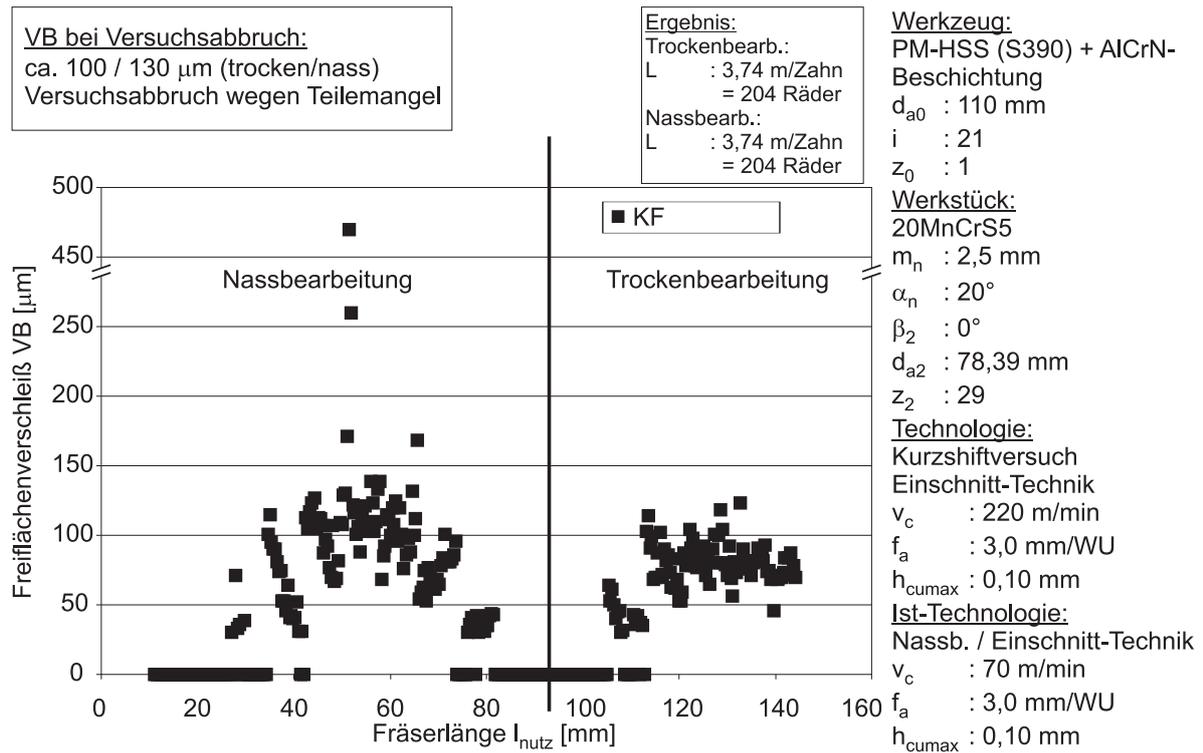


Bild A 10.8-8: Vergleich des gemessenen Verschleißes der Nass- und Trockenbearbeitung (Anwender 5)

10.9 Anlage 9: Elektronisches Tabellenblatt RIWERA - Funktionsweise

Das elektronische Tabellenblatt RIWERA besteht aus mehreren Tabellen und einer Ausgangstabelle (Startmenü), aus dem die Lösung gestartet wird.

Lösungen, die, wie das Tabellenblatt RIWERA, auf der Basis von Excel die Makrotechnik nutzen, nutzen das VBA Visual Basic von Microsoft. Da mit diesen Sprach-elementen auch Viren erzeugt werden können, besitzt Excel unter Umständen die 3 Sicherheitsstufen „hoch“, „mittel“ und „gering“. Wird innerhalb von Excel „gering“ eingestellt, lassen sich die Makros eines Programms ohne Rückfrage von Excel aktivieren. Bei der Einstellung „mittel“ muss per Antwort über die Makroaktivierung entschieden werden. In der Stufe „hoch“ lassen sich die Makros nur aktivieren, wenn das Programm von einer Zertifizierungsstelle freigegeben wurde. Dies muss jedoch nach jeder Änderung des elektronischen Tabellenblattes erneut erfolgen. Die Möglichkeit der Eigenzertifizierung (Eigensignierung) ist machbar und wurde in diesem Falle genutzt, wird aber von Microsoft als nicht vollständig vertrauenswürdig eingeschätzt. Deshalb muss, wenn die Sicherheitsstufe „hoch“ beibehalten werden soll, bei der ersten Nutzung des elektronischen Tabellenblattes ein Häkchen gesetzt werden, das die Excel-Anfrage: „Makros aus dieser Quelle für immer vertrauen?“ mit „ja“ beantworten.

Inbetriebnahme des Tabellenblattes: (Das Tabellenblatt existiert derzeit als BETA-Version.)

- 1) Die effektive Arbeit mit dem Tabellenblatt setzt die Kenntnis der vorliegenden Arbeit voraus.
- 2) Erstellung einer Kopie Sie das elektronische Tabellenblatt auf einen PC mit Windows XP, bzw. Vista als Betriebssystem und Microsoft Excel, Version 2003.
- 3) Erzeugung einer Sicherheitskopie.
- 4) Start des elektronischen Tabellenblattes „RIWERA“.

Excel zeigt die Eröffnungsmaske des elektronischen Tabellenblattes „RIWERA“ (Anlage 10.10, Eröffnungsmaske), wenn die Sicherheitseinstellungen dies zulassen. Es bieten sich drei Möglichkeiten. Es kann zunächst zur Hilfe verzweigt werden. Alterna-

tiv kann mit der Bearbeitung begonnen werden. Die dritte Möglichkeit ist der Abbruch.

Lassen die Sicherheitseinstellungen die sofortige Aktivierung der Makros ohne Rückfrage nicht zu, erscheint ein Fenster und fordert eine Aktion.

- 5) Aktivierung der Makros. (Ohne die Nutzung der Makros ist „RIWERA“ nicht lauffähig.)
- 6) Verzweigung zur Hilfe (Hinweise beachten).
- 7) Dateneingabe in allen Tabellen nur in den dafür vorgesehenen Feldern.
- 8) Rücksetzung der Sicherheitsstufe auf ihren alten Wert nach Abschluss der Nutzung, sofern diese verändert wurde.
- 9) Sicherung der erzeugten Daten.

10.10 Anlage 10: Elektronisches Tabellenblatt RIWERA Beispiel

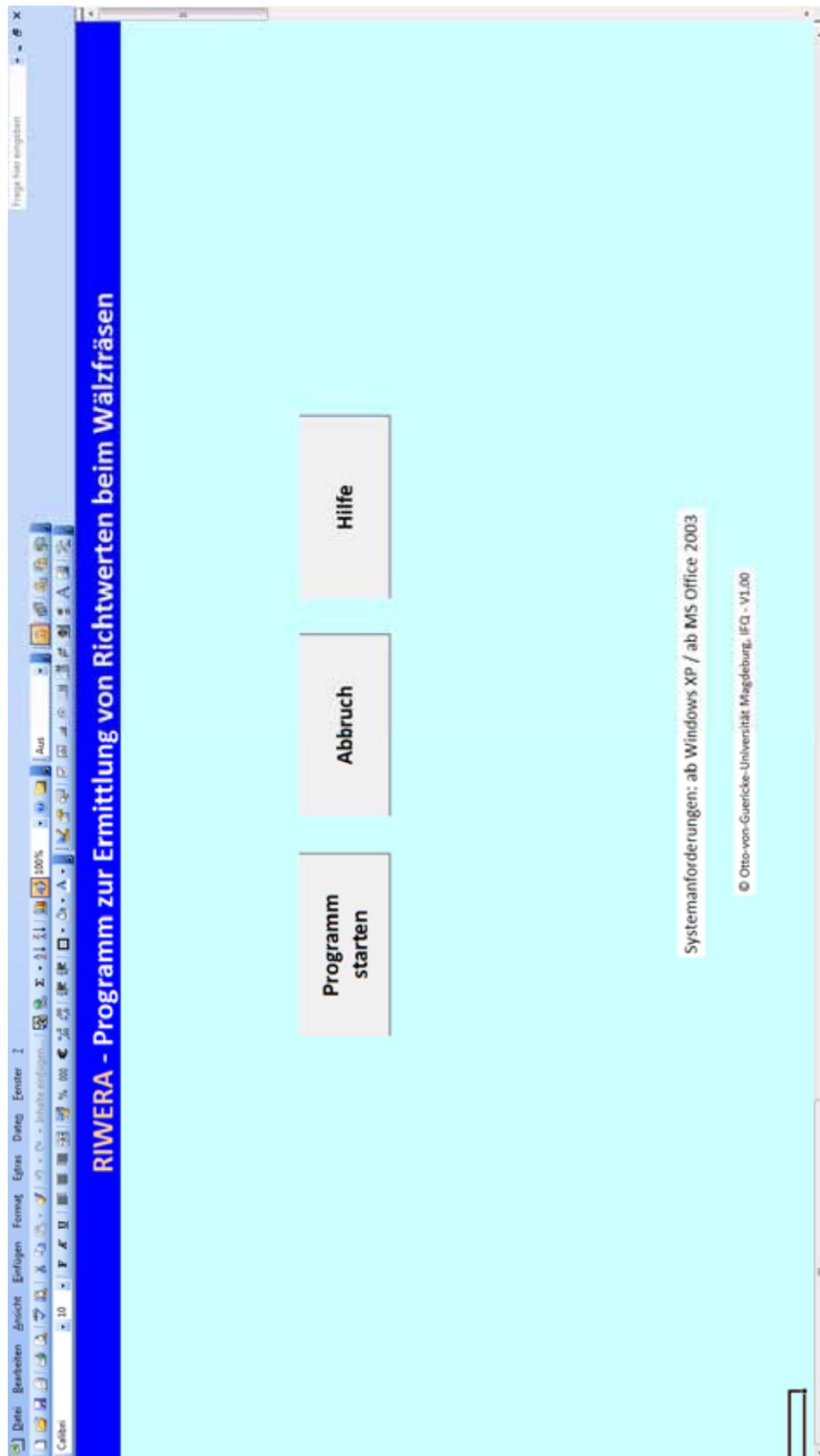


Bild A 10.10-1: Tabelleblatt RIWERA – Eröffnungsmaske

Frage hier eingeben

11 | Datei | Bearbeiten | Ansicht | Einfügen | Format | Extras | Daten | Fenster | ? | Hilfe

Calibri | 11 | 95% |

The screenshot displays the RIWERA software interface. At the top, a menu bar includes options like 'Datei', 'Bearbeiten', 'Ansicht', 'Einfügen', 'Format', 'Daten', and 'Ereignis'. Below the menu is a toolbar with various icons. The main window is titled 'RIWERA - Tabelle 2: Berechnung' and contains a table with columns for 'Symbol', 'Dimension', and 'Variation 1' through 'Variation 3'. The table lists various parameters such as 'zul. Kopfspandicke', 'Tiefe Vorschubmark.', 'Ermittelter Grenzvorschub', 'Schnittgeschwindigkeit', 'Axialvorschub', 'Standlängenvorgabe', and 'Berücksichtigung der Spannablaufbehind.'. A dialog box titled 'Spannablenbehinderung' is open in the foreground, containing text instructions and input fields for 'Kerndimensionen', 'mittlere Kopfspandicke', 'mittlere Schnittbogenlänge', and 'Aufschlagzahl'. A legend at the bottom right of the dialog box identifies the colors used in the table: blue for 'Information', light blue for 'Benennung', yellow for 'Pflicht-Eingabe', orange for 'Ergebnis', and white for 'Vorgabe'.

Symbol	Dimension	Variation 1	Variation 2	Variation 3
zul. Kopfspandicke (Eingabe in Tabelle 1)	$f_{n, \text{cumax}}$ [mm]	0.210		
Tiefe Vorschubmark. (Eingabe in Tabelle 1)	δ_k [mm]	0.000		
Ermittelter Grenzvorschub aus zul. Kopfspandicke	f_a [mm/Wu]	3.908		
Variation (Zellen 9 - 11 jeweils nur 2 Parameter eingeben)				
Schnittgeschwindigkeit	v_c [m/min]	230		
Axialvorschub	f_a [mm/Wu]	3.600		
Standlängenvorgabe	L_v [m/Zahn]			
Berücksichtigung der Spannablaufbehind.?	[ja/nein]	Ja	Nein	Nein

Bild A 10.10-3: Tabellenblatt RIWERA – Tabellenblatt 2

The screenshot displays the RIWERA software interface. The main window shows a spreadsheet with columns for 'Symbol', 'Dimension', and 'Variation 1'. A dialog box titled 'Spannablaufbehinderung' is open, containing a table of input parameters and a legend.

Spannablaufbehinderung Dialog Box:

Die einzutragenden prozentualen Anteile müssen mit dem Programm "SPARKEN" ermittelt werden! Hierzu ist eine SPARTAPRO-Rechnung notwendig!

Anteil Dreiflankenspäne [%]	25,16
Anteil Zweiflankenspäne Kopf + AF [%]	5,64
Durchschnittl. Behinderung AF [%]	60,4
Dreiflankenspan Klasse 1 [%]	0
Dreiflankenspan Klasse 2 [%]	5,4
Dreiflankenspan Klasse 3 [%]	0
Dreiflankenspan Klasse 4 [%]	0

Die einzutragenden Werte müssen mit dem Programm "SPARKEN" ermittelt werden! Hierzu ist eine SPARTAPRO-Rechnung notwendig!

Eingabe der Primärkenngrößen aus Sparta

Kenngrößen

mittlere Kopfspandicke [mm]	
mittlere Schnittbogenlänge [mm]	
Aufschlagzahl je 1 m Standweg [-]	

OK

Legend:

- Information
- Benennung
- Pflicht-Eingabe
- Ergebnis
- Vorgabe

Spreadsheet Data:

Symbol	Dimension	Variation 1	Variation 2	Variation 3
Prozessdaten (Ermittlung des Grenzworschubs)				
zul. Kopfspandicke (Eingabe in Tabelle 1)	h_smax [mm]	0,210		
Tiefe Vorschubmark. (Eingabe in Tabelle 1)	δc [mm]	0,000		
Ermittelter Grenzworschub aus zul. Kopfspandicke	f_a [mm/Wu]	3,908		
Variation (Zelle 9 - 11 jeweils nur 2 Parameter eingeben)				
Schnittgeschwindigkeit	v_c [m/min]	220		
Axialvorschub	f_a [mm/Wu]	3,600		
Standlängenvorgabe	L_v [m/Zahn]			
Berücksichtigung der Spannablaufbehinderung? / Vorgabe Kenngrößen	[ja/nein]	Ja	Nein	Nein

Bild A 10.10-4: Tabellenblatt RIWERA – Tabellenblatt 2 mit zusätzlichem Eingabefenster für die Berücksichtigung der Spannablaufbehinderung

Microsoft Excel - RIWERA_V0.0.1

RIWERA - Tabelle 2: Berechnung

Prozessdaten (Ermittlung des Grenzvorschubs)

zul. Kopfspandicke (Eingabe in Tabelle 1)	$h_{c,max}$ [mm]	0,210
Tiefe Vorschubmark. (Eingabe in Tabelle 1)	δx [mm]	0,000
Ermittelter Grenzvorschub aus zul. Kopfspandicke	f_a [mm/WU]	3,908

Variation (Zelle 9 - 11) jeweils nur 2 Parameter eingeben

Schnittgeschwindigkeit	v_c [m/min]	220
Axialvorschub	f_a [mm/WU]	3,000
Standlängenvorgabe	L_v [m/Zahn]	
Berücksichtigung der Spanablafbehind. ? bzw. Kennwertvorgabe [ja/nein]		Ja (Beides) Nein Nein

Primärdaten

mittl. Spanungsdicke	h_m [mm]	0,059
mittl. Schnittbogenl.	L_m [mm]	7,682
Aufschlagzahl	tz [1/m.L]	12849

Ergebnis

Schnittgeschwindigkeit	v_c [m/min]	Vorgabe
Axialvorschub	f_a [mm/WU]	Vorgabe
geschätzte Standlänge	L_{gesch} [m/Zahn]	5,7
Realisierungschance		mittel
lst-Kopfspandicke	$h_{c,max}$ [mm]	0,183
lst-Vorschubmarkierungstiefe	δx [mm]	0,010

Zusatz-Informationen

Schrittweg je Werkstück	L_{wst} [m]	1,31
Länge des Arbeitsbereiches	L_{a0} [mm]	40,2
Shifbereich	s_{shber} [mm]	151,7
Zahnzahl im Shifbereich	z_{shber} [-]	339
Shiftrittzahl	n_{shstr} [-]	170
Fraserstandlänge je Durchschiffung	L_{dsh} [m]	221,7
Fraseranzstandlänge je Scharfschliff	L_{sdsh} [m/Zahn]	0,653
Fraserstandlänge je Scharfschliff	L_{sschl} [m]	1933,65
Werkstücke je Scharfschliff	n_{sschl} [Stück]	1480
Zahl der Durchschiffungen	n_{dsh} [-]	8,7

verwendete Faktoren

Legende

- Information
- Benennung
- pflicht-Eingabe
- Ergebnis
- Vorgabe

Bild A 10.10-5: Tabellenblatt RIWERA – Tabellenblatt 2 Berechnung

10.11 Anlage 11: REM-Aufnahmen

Tabelle A 10.11-1: Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf den Kolkverschleiß

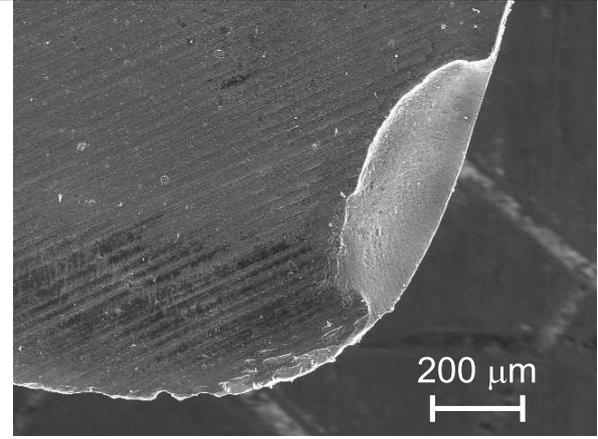
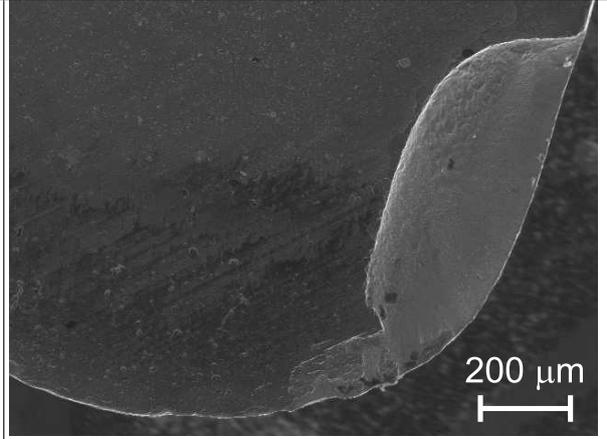
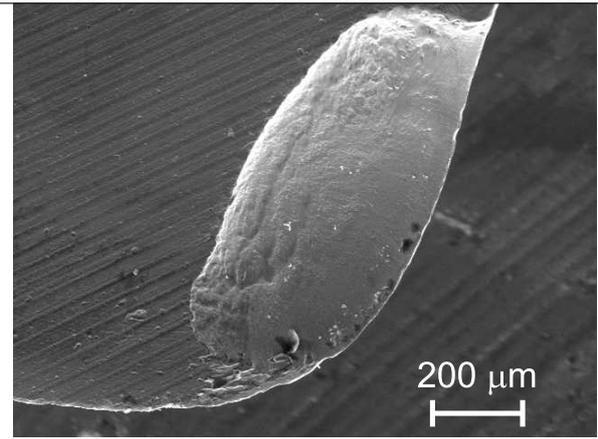
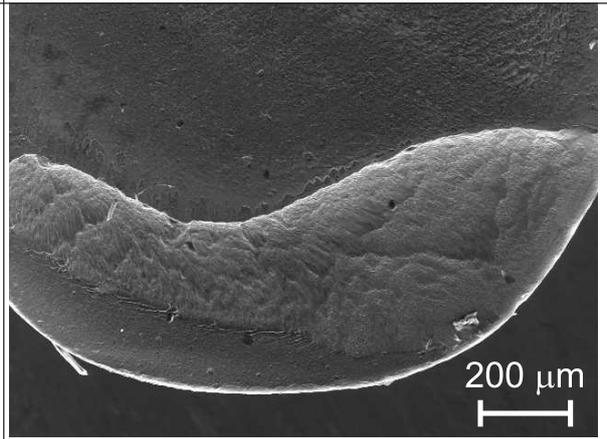
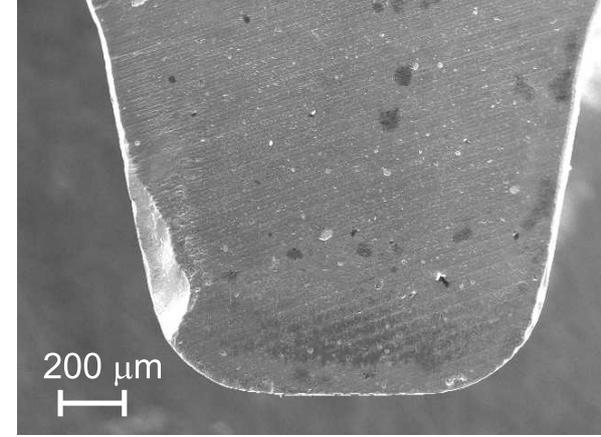
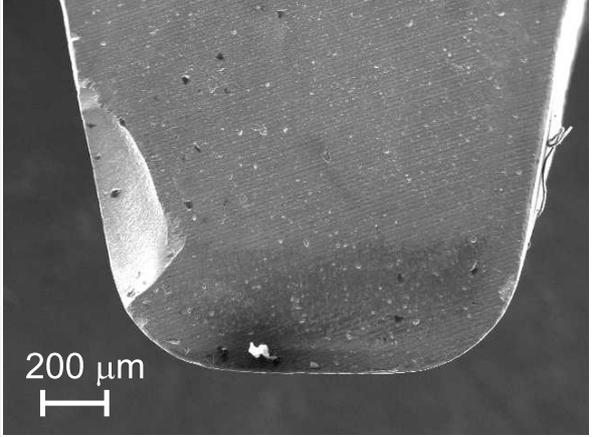
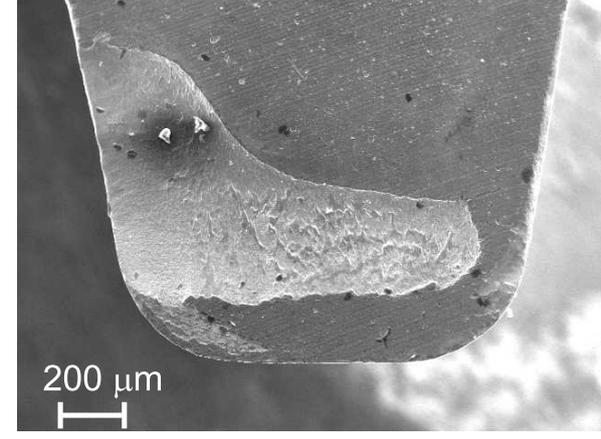
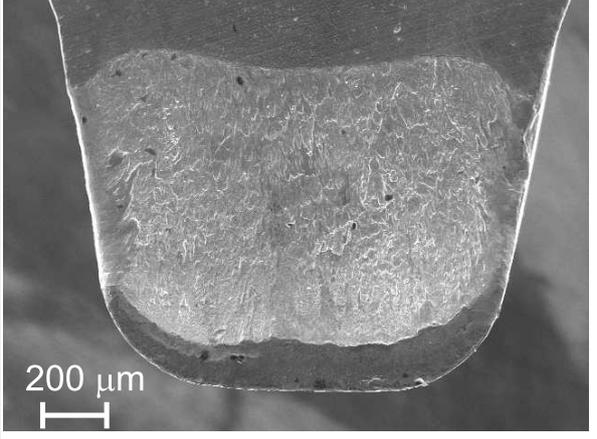
	
<p>Modul m_n: 2,7 mm; $v_c = 220$ m/min Werkstoff: 20 MnCr5; $h_{cumax} = 0,2$ mm Kolktiefe KT: 120 μm Standlänge L: 9,149 m/Zahn</p>	<p>Modul m_n: 2,7 mm; $v_c = 240$ m/min Werkstoff: 20 MnCr5; $h_{cumax} = 0,2$ mm Kolktiefe KT: 90 μm Standlänge L: 7,836 m/Zahn</p>
	
<p>Modul m_n: 2,7 mm; $v_c = 250$ m/min Werkstoff: 20 MnCr5; $h_{cumax} = 0,2$ mm Kolktiefe KT: 100 μm Standlänge L: 7,025 m/Zahn</p>	<p>Modul m_n: 2,7 mm; $v_c = 280$ m/min Werkstoff: 20 MnCr5; $h_{cumax} = 0,2$ mm Kolktiefe KT: 60 μm Standlänge L: 3,345 m/Zahn</p>

Tabelle A 10.11-2: Einfluss der Kopfspannungsdicke auf den Kolkverschleiß

	
<p>Modul m_n: 1,6 mm; $v_c = 220$ m/min Werkstoff: 20 MnCr5; $h_{cumax} = 0,10$ mm Kolktiefe KT: 90 μm Standlänge L: 12,016 m/Zahn</p>	<p>Modul m_n: 1,6 mm; $v_c = 220$ m/min Werkstoff: 20 MnCr5; $h_{cumax} = 0,15$ mm Kolktiefe KT: 90 μm Standlänge L: 8,261 m/Zahn</p>
	
<p>Modul m_n: 1,6 mm; $v_c = 220$ m/min Werkstoff: 20 MnCr5; $h_{cumax} = 0,271$ mm Kolktiefe KT: 92 μm Standlänge L: 6,759 m/Zahn</p>	<p>Modul m_n: 1,6 mm; $v_c = 220$ m/min Werkstoff: 20 MnCr5; $h_{cumax} = 0,367$ mm Kolktiefe KT: 95 μm Standlänge L: 2,253 m/Zahn</p>

Persönliche Daten

Name: Hipke
Vorname: Martin
Geburtsdatum: 08.08.1977
Staatsangehörigkeit: deutsch
Familienstand: ledig

Berufstätigkeit

- 11/2007 – 10/2011 Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg
- wissenschaftlicher Mitarbeiter; Thema der Dissertation „Wälzfräsen mit PM-HSS“
- 03/2006 – 10/2007 H&B OMEGA Europa GmbH
- Mitarbeiter der Prozessentwicklung
- 11/1996 – 11/1997 Zivildienst
- St. Marienstift Alters- und Pflegeheim Zeitz

Ausbildung

- 10/2000 – 03/2006 Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg
Maschinenbaustudium (Dipl.-Ing.), Vertiefungsrichtung
Produktionstechnik
- Thema der Diplomarbeit: „Rechnergestützte Optimierung des Trockenwälzfräsens von Stirnrädern“
 - 2. Studienarbeit: „Erprobung und Testung des Excel-VBA-Programms OPTI (werkstückbezogene Optimierung des Wälzfräsens)“
 - 1. Studienarbeit: „Verschleißverhalten von Wälzfräsern aus pulvermetallurgisch erzeugten Hochleistungsschnellarbeitsstahl“
- 11/1997 – 06/2000 Auto Hoevel Zeitz GmbH
- Ausbildung zum Kraftfahrzeugmechaniker
- 09/1991 – 06/1996 Jugenddorf-Christophorusschule Droyssig
- abgeschlossen mit Hochschulreife
- 09/1986 – 06/1991 Diesterweg POS Zeitz
- 09/1984 – 06/1986 Wilhelm Pieck POS Zeitz