

Institut für Maschinen und Fahrzeugtechnik – Lehrstuhl für Maschinenelemente
Technische Universität München

**Einfluss von Schleifbrand
auf die Flankentragfähigkeit einsatzgehärteter Zahnräder**

Simon Schwienbacher

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Maschinenwesen der
Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Univ.-Prof. Dr. mont. habil. Ewald Werner

Prüfer der Dissertation:

1. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Bernd-Robert Höhn
2. Prof. Dr.-Ing. Vigilio Fontanari
Università degli Studi di Trento / Italien

Die Dissertation wurde am 07.11.2007 bei der Technischen Universität München
eingereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen
am 14.02.2008 angenommen.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Maschinenelemente, Forschungsstelle für Zahnräder und Getriebebau (FZG), der Technischen Universität München. Die Arbeit basiert im Wesentlichen auf den Ergebnissen eines Forschungsvorhabens, das im Auftrag der Forschungsvereinigung Antriebstechnik e. V. (FVA) durchgeführt wurde. Mein Dank für das Interesse zu diesem Vorhaben, die fachlichen Anregungen und die intensive Zusammenarbeit gilt der betreuenden Arbeitsgruppe „Randzonentragfähigkeit - Zahnflanke“ unter der Federführung von Dipl.-Ing. Hans-Christian Hartmann sowie den Mitgliedern des Arbeitskreises „Werkstoffe“ mit seinem Obmann Dipl.-Ing. Richard Beyer.

Insbesondere diese Arbeit, aber auch weitere Forschungsvorhaben der FVA, die Arbeiten im Rahmen des Lehrbetriebes sowie zahlreiche gutachtliche Untersuchungen und Nebentätigkeiten an der FZG ermöglichten es mir vielfältige fachliche und menschliche Erfahrungen zu sammeln.

Für diese wertvollen Erfahrungen die im Wesentlichen zum Gelingen der vorliegenden Arbeit führten, möchte ich mich herzlich bedanken:

Bei meinem Doktorvater, Herrn Prof. Dr.-Ing. B.-R. Höhn, der meine Tätigkeiten an der FZG stets wohlwollend unterstützte und mir durch das entgegengebrachte Vertrauen die Möglichkeit gab, diese Arbeit an seinem Institut durchzuführen und erfolgreich abzuschließen.

Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. V. Fontanari, meinem ehemaligen Betreuer an der Universität Trient, für die Übernahme des Co-Referates, sowie die sehr gute und erfolgreiche Zusammenarbeit im Rahmen meiner Diplomarbeit und gemeinsamen Veröffentlichungen.

Bei Herrn Prof. Dr. mont. habil. E. Werner für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Bei meinem geschätzten Forschungsgruppenleiter Herrn Dr.-Ing. T. Tobie, der diese Arbeit betreut und mich stets mit seinem Fachwissen unterstützt hat. Insbesondere das freundschaftliche Verhältnis und die mir zugestandenen Freiheiten bei der Durchführung meiner Aufgaben trugen wesentlich zum Gelingen dieser Arbeit bei.

Bei Herrn Dr.-Ing. P. Oster, meinem ersten Ansprechpartner an der FZG, der durch seine Kontakte zur Universität Trient und das mir entgegengebrachte Vertrauen meine Tätigkeit an der FZG ermöglichte und als Forschungsgruppenleiter das Vorhaben „Wärmebehandlung-Großzahnräder“ wohlwollend betreute.

Bei Herrn Dr.-Ing. K. Michaelis meinem Forschungsgruppenleiter in einem weiteren FVA-Vorhaben, durch den ich wertvolles Fachwissen über den Themenbereich „Betriebsfestigkeit“ sammeln konnte.

Bei allen Mitarbeitern der Institutswerkstatt, des Prüffeldes, des Metallographie- und E-Labors sowie dem Stammpersonal im Sekretariatsbereich für die vielen, stets gewissenhaft durchgeführten Arbeiten und Hilfestellungen.

Besonderer Dank gilt hier den Herrn M. Pflügler, F. Leichtenstern und H.-J. Geißler für die Durchführung der umfangreichen Schleifarbeiten und Grübchenlebensdauer-Laufversuche.

Bei Herrn Dipl.-Ing. (FH) M. Bulla dem Betriebsingenieur an der FZG, nicht nur für die zahlreichen Hilfestellungen bei Wartungsarbeiten in Prüffeld und Laborbereich, sondern insbesondere für den vertrauensvollen Umgang und die vielen anregenden Diskussionen zu unterschiedlichen Themen.

Bei allen Kollegen an der FZG, für das stets gute Arbeitsklima, die Hilfsbereitschaft und den freundschaftlichen Umgang. Namentlich zu erwähnen sind hier die ehemaligen Kollegen Herr Dr.-Ing. M. Steutzger und Herr Dr.-Ing. T. Hertter, deren Fachwissen und Diskussionsbeiträge meinen Einstieg und meinen Weg an der FZG wesentlich erleichtert haben.

Ein besonderer Dank gilt auch meinem langjährigen Zimmerkollegen Herr Dipl.-Ing. H.-P. Otto sowie den Herrn Dipl.-Ing. O. Kreil, Dr.-Ing. A. Grossl, Dipl.-Ing. M. Hochmann und Dipl.-Ing. S. Lomdardo mit denen mich, auch über meine Tätigkeit an der FZG hinaus, ein freundschaftliches Verhältnis verbindet.

Bei allen Studenten, insbesondere bei den Herrn Dipl.-Ing. X. Zhao, Dipl.-Ing. M. Wedekind und Cand.-Ing. F. Janosi, die als studentische Hilfskräfte und im Rahmen von Semesterarbeiten einen wesentlichen Anteil zum Gelingen dieser Arbeit beitrugen.

Bei meinen Eltern, die mir diesen Weg ermöglicht haben und nicht zuletzt bei meiner lieben Frau Brigitte für ihr Verständnis und den unverzichtbaren Rückhalt.

Die Jahre an der FZG werden mir immer in bester Erinnerung bleiben.

Ismaning, im Oktober 2007

A handwritten signature in black ink, reading "Sven Schwab". The signature is written in a cursive, flowing style with a large initial 'S'.

Inhalt

Zeichen und Einheiten	V
1 Einleitung	1
1.1 Problemstellung	1
1.2 Zielsetzung	2
1.3 Lösungsweg.....	4
2 Stand des Wissens	6
2.1 Einfluss der Schleifbearbeitung auf die Randzoneneigenschaften	6
2.2 Ermittlung der Randzoneneigenschaften geschliffener Bauteile.....	12
2.2.1 Genormtes Standardverfahren zur Schleifbranderkennung.....	13
2.2.2 Zerstörende Prüfverfahren zur Randzonenanalyse	14
2.2.3 Zerstörungsfreie Prüfverfahren zur Randzonenanalyse	15
2.3 Einfluss der Randzoneneigenschaften auf die Flankentragfähigkeit von Zahnrädern.....	21
2.4 Weiterführende Untersuchungen zum Einfluss der Randzoneneigenschaften auf die Bauteiltragfähigkeit	24
3 Versuchsprogramm	28
3.1 Versuchsprogramm zur Ermittlung der Flankentragfähigkeit	28
3.2 Bezeichnung der Prüfvarianten.....	30
4 Prüfverzahnungen	31
4.1 Werkzeug- und Verzahnungsdaten	31
4.2 Werkstoffe und Wärmebehandlung	32
4.2.1 Werkstoffdaten.....	32
4.2.2 Dokumentation der Wärmebehandlung	34
4.2.3 Strahlbehandlung der Prüfräder nach der Wärmebehandlung.....	35
4.2.4 Werkstoff- und Eigenspannungszustand der Zahnflanken vor dem Schleifen	35
4.3 Hartfeinbearbeitung der Prüfräder	39
4.3.1 Dokumentation des Teilwälzschleifverfahrens	40
4.3.2 Dokumentation des Profilformschleifverfahrens.....	42
4.4 Verzahnungsqualität und Oberflächenrauheit.....	42
5 Ermittlung und Charakterisierung der Randzonenzustände – vor dem Prüflauf	44
5.1 Nitalätzung - Standardverfahren	45
5.2 Zerstörende Prüfverfahren.....	48
5.2.1 Metallographische Untersuchungen	49
5.2.2 Röntgenographische Untersuchungen	52

5.3	Zerstörungsfreie Prüfverfahren	56
5.3.1	Oberflächenhärtemessung (ESATEST)	56
5.3.2	3MA-Prüfverfahren	59
5.3.2.1	Messtechnik und Prüfgerät	59
5.3.2.2	Kalibrierung des 3MA-Systems.....	63
5.3.2.3	3MA-Messergebnisse	67
5.3.3	Barkhausenrausch-Analyse (ROLLSCAN-Messungen).....	72
5.4	Beurteilung der unterschiedlichen Prüfverfahren zur Randzonenanalyse .	76
5.5	Korrelationen zwischen den unterschiedlichen Prüfverfahren	81
5.6	Zusammenfassung der durch Schleifen erzeugten Randzonenzustände..	84
6	Ermittlung der Zahnflankentragfähigkeit: Prüfbedingungen, Versuchsdurchführung und Auswerteverfahren.....	85
6.1	FZG-Zahnradverspannungsprüfstände.....	85
6.2	Grübchentragfähigkeit.....	87
6.2.1	Berechnung der Flankenpressung im Laufversuch.....	87
6.2.2	Berechnung der Grübchendauerfestigkeit σ_{Hlim} nach DIN 3990.....	88
6.2.3	Experimentelle Ermittlung der Grübchentragfähigkeit.....	89
6.2.4	Schmierstoff und Schmierbedingungen	91
6.3	Graufleckentragfähigkeit.....	91
6.3.1	Experimentelle Ermittlung der Graufleckentragfähigkeit	91
6.4	Fehlerbetrachtung zu den durchgeführten Laufversuchen	93
7	Versuchsergebnisse	94
7.1	Ergebnisse der Untersuchungen zur Grübchentragfähigkeit	94
7.1.1	Ermittelte Wöhlerlinien und Stichversuche (Teilwöhlerlinien).....	95
7.1.1.1	Teilwälzgeschliffene Prüfvarianten, Verzahnung II ($m_n = 5$ mm, 18CrNiMo7-6).....	95
7.1.1.2	Profilformgeschliffene Prüfvarianten, Verzahnung II ($m_n = 5$ mm, 18CrNiMo7-6).....	97
7.1.1.3	Teilwälz- und profilformgeschliffene Prüfvarianten, Verzahnung I ($m_n = 3$ mm, 16MnCr5)	99
7.1.2	Schadensbilder	100
7.1.3	Zusammenfassung der ermittelten Flankentragfähigkeitswerte	104
7.2	Kugelstrahlen als Reparaturmaßnahme	106
7.2.1	Strahlparameter	106
7.2.2	Oberflächen- und Randzonenzustand nach dem Kugelstrahlen.....	106
7.2.3	Versuchsergebnisse – Kugelgestrahlte Prüfritzel, geschliffene Prüfräder	109
7.2.4	Versuchsergebnisse – zusätzliches Gleitschleifen von Ritzel und Rad ...	111
7.3	Ergebnisse der Untersuchungen zur Graufleckentragfähigkeit.....	114
8	Überprüfung der Randzonenzustände nach dem Prüflauf.....	115
8.1	Zerstörende Prüfverfahren.....	115

8.2	Zerstörungsfreie Prüfverfahren	118
9	Auswertung, Einordnung und Diskussion der Ergebnisse	121
9.1	Einordnung der Ergebnisse in den Stand des Wissens	121
9.2	Korrelationen zwischen den Randzonenkennwerten und der Flankentragfähigkeit	122
9.2.1	Korrelation zwischen der Nitalätzung und der Flankentragfähigkeit	123
9.2.2	Korrelationen zwischen der Änderung einzelner Randzonenkennwerte und der Flankentragfähigkeit	124
9.2.3	Korrelationen zwischen der Änderung integraler Randzonenkennwerte und der Flankentragfähigkeit	127
9.3	Vorschlag zur Berücksichtigung des Randzonenzustandes im Tragfähigkeitsnachweis nach DIN 3990 [3]/ISO 6336 [18].....	134
10	Theoretische Untersuchungen zur lokalen Werkstoffbeanspruchung der Zahnflanke unter Berücksichtigung des Randzonenzustandes	137
10.1	Zum Wälzkontakt an der Zahnflanke	137
10.1.1	Belastungsinduzierte Spannungen im elastohydrodynamischen Wälzkontakt.....	137
10.1.2	Eigenspannungen im Wälzkontakt.....	142
10.2	Festigkeitshypothese zur Ermittlung der Flankentragfähigkeit unter Berücksichtigung des Randzonenzustandes	144
10.2.1	Schubspannungsintensitätshypothese (SIH)	144
10.2.2	Variante der Schubspannungsintensitätshypothese (SIH*)	145
10.2.3	Örtliche Beanspruchbarkeit.....	147
10.3	Berechnungsergebnisse	150
10.3.1	Berechnung mit vor dem Prüflauf gemessenen Randzonenzuständen ...	151
10.3.2	Berechnung mit nach dem Prüflauf gemessenen Randzonenzuständen	152
10.4	Interpretation der Berechnungsergebnisse – Verfestigungsvermögen von schleifbrandgeschädigten Randzonen	154
11	Zusammenfassung und Ausblick	159
12	Literaturverzeichnis.....	163
13	Anhang	A1
13.1	Geometrie- und Betriebsdaten der Prüfverzahnungen	A2
13.2	Schleifparameter beim Teilwälzschleifen	A3
13.3	Schleifparameter beim Profilformschleifen.....	A4
13.4	Faktoren zur Berechnung der Zahnflankenpressung.....	A5
13.5	Dokumentation der Untersuchungsergebnisse	A6
13.6	Rollscan - Messschriebe.....	A38

Zeichen und Einheiten

Zeichen	Benennung	Einheit
a	Achsabstand	mm
a_e	Zustellung beim Schleifen	mm
b	Zahnbreite	mm
b_H	Halbe Hertzsche Breite	mm
b_0	Halbe Hertzsche Breite im betrachteten Eingriffspunkt	mm
d	Teilkreisdurchmesser	mm
d_a	Kopfkreisdurchmesser	mm
d_b	Grundkreisdurchmesser	mm
d_w	Wälzkreisdurchmesser	mm
$f_{1\%H}$	Umrechnungsfaktor von 50% auf 1% Ausfallwahrscheinlichkeit der dauerhaft ertragenen Flankenpressung	-
f_{fm}	Mittlere Profilformabweichung	μm
h_{a0}	Werkzeugkopfhöhe	mm
k_C	Stribecksche Wälzpressung am Wälzpunkt C	N/mm^2
l_m	Gesamtmessstrecke bei der Rauheitsmessung	mm
m_n	Modul im Normalschnitt	mm
n	Drehzahl	min^{-1}
$\mathbf{n}_{1, 2, 3}$	Normalenvektoren	m
p_C	Hertzsche Pressung im Wälzpunkt C	N/mm^2
p_H	Hertzsche Pressung	N/mm^2
p_0	Hertzsche Pressung im betrachteten Eingriffspunkt	N/mm^2
pr	Werkzeugprotuberanz	mm
q	Bearbeitungszugabe	mm
q	Schubdruck	N/mm^2
r	Wärmequelle	$\text{N}/(\text{mms})$
\mathbf{t}	Spannungsvektor der Schnittebene (γ, α)	N/mm^2
t_{Eingr}	Beanspruchungsdauer eines Volumenelementes	s
t_{Umdr}	Dauer zwischen zwei Belastungsintervallen	s
u	Zähnezahlverhältnis	-
v_c	Schnittgeschwindigkeit beim Schleifen	m/s
v_f	Vorschub beim Profilformschleifen	mm/min
v_w	Wälzgeschwindigkeit beim Teilwälzschleifen	mm/min
v_t	Nennumfangsgeschwindigkeit am Wälzkreis	m/s
x	Profilverschiebungsfaktor	-
y_i	Werkstofftiefenkoordinate	mm

z	Zähnezahl	-
A_2	Almenwert	mm
$A(\gamma, \alpha)$	Lokale Werkstoffanstrengung in der Schnittebene (γ, α)	-
$A_{\text{int a}}$	Dynamische Gesamtanstrengung eines Volumenelementes	-
$A_{\text{max(zykl.)}}$	Maximale lokale Werkstoffanstrengung in der Schnittebene (γ, α)	-
$A_{\text{int(zykl.)}}$	Maximale, zyklische Gesamtanstrengung eines Volumenelementes	-
CHD	Einsatzhärtungstiefe gemessen an der Zahnflanke	mm
$\overline{ES}_{\text{int}_0,32}$	Integraler Mittelwert der Eigenspannungen bis in 0,32 mm Werkstofftiefe	N/mm ²
$\overline{ES}_{\text{int}_0,32_0}$	Integraler Mittelwert der Eigenspannungen direkt nach der Hartfeinbearbeitung	N/mm ²
$\overline{ES}_{\text{int}_0,32_i}$	Integraler Mittelwert der Eigenspannungen nach dem Iterationsschritt „i“	N/mm ²
F_t	Umfangskraft am Teilkreis	N
$F_{\beta x}$	Flankenlinien-Gesamtabweichung	μm
GF	Graufleckenfläche	%
$HV_{0,1}$	Randzonenhärte in 0,1 mm Werkstofftiefe	HV1
$HV_{0,2}$	Randzonenhärte in 0,2 mm Werkstofftiefe	HV1
$\overline{HV}_{\text{int}_0,3}$	Integraler Mittelwert der Randzonenhärte bis in 0,3 mm Werkstofftiefe	HV1
$\overline{HV}_{\text{int}_0,3_0}$	Integraler Mittelwert der Randzonenhärte direkt nach der Hartfeinbearbeitung	HV1
$\overline{HV}_{\text{int}_0,3_i}$	Integraler Mittelwert der Randzonenhärte nach dem Iterationsschritt „i“	HV1
K_A	Anwendungsfaktor	-
K_{gf}	Gleitfaktor am Zahnfuß	-
K_{ga}	Gleitfaktor am Zahnkopf	-
$K_{H\alpha}$	Stirnfaktor Zahnflanke	-
$K_{H\beta}$	Breitenfaktor Zahnflanke	-
K_v	Dynamikfaktor	-
KR	Kopfrücknahme	μm
M	Mittelspannungsempfindlichkeit	-
MP	Messpegel des Barkhausenrauschens (Rollscan-Gerät)	-
N	Lastspielzahl	-
OH	Oberflächenhärte	HV1
Pa	Ausfallwahrscheinlichkeit	%
Q	Verzahnungsqualität nach DIN 3962	-

Q'_w	Spezifisches Zeitspanvolumen	$\text{mm}^3/\text{mm}\cdot\text{s}$
R_a	Arithmetischer Mittenrauwert	μm
R_m	Zugfestigkeit	N/mm^2
$R'_{p0,2}$	Zyklische Dehngrenze	N/mm^2
RA	Restaustenitgehalt	%
$RA_{\text{int}_0,32}$	Integraler Mittelwert des Restaustenitgehaltes bis in 0,32 mm Werkstofftiefe	%
R^2	Bestimmtheitsmaß	-
T	Drehmoment	Nm
$T_{\infty,x\%}$	Dauerfest ertragenes Drehmoment für $P_a = x\%$	Nm
V'_w	Spezifisches Zerspanvolumen	mm^3/mm
Z_B	Einzeleingriffsfaktor Zahnflanke	-
Z_E	Elastizitätsfaktor Zahnflanke	$(\text{N}/\text{mm}^2)^{1/2}$
Z_H	Zonenfaktor Zahnflanke	-
Z_L	Schmierstofffaktor Zahnflanke	-
Z_{NT}	Lebensdauerfaktor	-
Z_R	Rauheitsfaktor Zahnflanke	-
$Z_{S,HV}$	Korrelationsfaktor zwischen integraler Randzonenhärte und relativer Grübchendauerfestigkeit	-
$Z_{S,ES}$	Korrelationsfaktor zwischen integralem Eigenspannungsmittelwert und relativer Grübchendauerfestigkeit	-
Z_S	Randzonenfaktor Zahnflanke	-
Z_v	Geschwindigkeitsfaktor Zahnflanke	-
Z_W	Werkstoffpaarungsfaktor Zahnflanke	-
Z_X	Größenfaktor Zahnflanke	-
Z_β	Schrägenfaktor Zahnflanke	-
Z_ε	Überdeckungsfaktor Zahnflanke	-
α	Winkel (Lage der Schnittebene)	$^\circ$
α_n	Eingriffswinkel im Normalschnitt	$^\circ$
α_{wt}	Betriebseingriffswinkel	$^\circ$
α_τ	Winkel des Achsensystems der Hauptschubspannungen	$^\circ$
β	Schrägungswinkel am Teilkreis	$^\circ$
ε_α	Profilüberdeckung	-
γ	Winkel (Lage der Schnittebene)	$^\circ$
ϑ_E	Öleinspritztemperatur	$^\circ\text{C}$
ϑ_{Sumpf}	Ölsumpftemperatur	$^\circ\text{C}$
λ	Filterwellenlänge zur Rauheitsmessung	mm

μ_m	Mittlere örtliche Reibungszahl	-
ω	Winkelgeschwindigkeit	s^{-1}
ρ	Krümmungsradius	mm
ρ_{a0}	Werkzeugkopfabrundungsradius	mm
ρ_C	Ersatzkrümmungsradius am Wälzkreis	mm
ρ_{ers}	Ersatzkrümmungsradius	mm
σ	Spannungstensor	N/mm^2
σ^D	Deviatorischer Anteil des Spannungstensors	N/mm^2
σ^S	Hydrostatischer Anteil des Spannungstensors	N/mm^2
σ_a	Normalausschlagspannung	N/mm^2
σ_A	Örtliche Ausschlagfestigkeit	N/mm^2
σ_E	Eigenspannung	N/mm^2
$\sigma_{E,x}$	Eigenspannung tangential zum Zahnprofil (Zahnhöhenrichtung)	N/mm^2
$\sigma_{E,y}$	Eigenspannung senkrecht zur Flankenoberfläche (Werkstofftieferichtung)	N/mm^2
$\sigma_{E,z}$	Eigenspannung in axialer Richtung	N/mm^2
σ_H	Auftretende Flankenpressung nach DIN 3990	N/mm^2
σ_{H0}	Nominelle Flankenpressung nach DIN 3990	N/mm^2
$\sigma_{H0\infty,x\%}$	Dauerfest ertragene nominelle Flankenpressung für $P_a = x\%$	N/mm^2
σ_{Hlim}	Grübchendauerfestigkeit	N/mm^2
σ_{HP}	Zulässige Flankenpressung nach DIN 3990	N/mm^2
σ_m	Normalmittelspannung	N/mm^2
σ_{max}	Maximale Normalspannung	N/mm^2
σ_{vSIH}	Vergleichsspannung nach SIH	N/mm^2
σ_W	Örtliche Wechselfestigkeit (Zug-Druck)	N/mm^2
$\sigma_{x,y,z}$	Koordinaten-Normalspannungen	N/mm^2
$\sigma_{\gamma\alpha}$	Normalspannung in der Schnittebene (γ, α)	N/mm^2
$\sigma_{\gamma\alpha a}$	Normalausschlagspannung in der Schnittebene (γ, α)	N/mm^2
$\sigma_{\gamma\alpha m}$	Normalmittelspannung in der Schnittebene (γ, α)	N/mm^2
$\sigma_{\gamma\alpha_{max}}$	Maximale Normalspannung in der Schnittebene (γ, α)	N/mm^2
$\sigma_{\gamma\alpha_{min}}$	Minimale Normalspannung in der Schnittebene (γ, α)	N/mm^2
$\tau_{2,3}$	Schubspannungskomponenten in der Schnittebene (γ, α)	N/mm^2
τ_a	Schubauschlagspannung	N/mm^2
τ_{eff}	Effektive Schubspannung nach SIH	N/mm^2

τ_{effa}	Effektive Ausschlagspannung der Schubspannung nach SIH	N/mm ²
τ_{H}	Hauptschubspannung	N/mm ²
τ_{m}	Schubmittelspannung	N/mm ²
τ_{max}	Maximale Schubspannung	N/mm ²
τ_{sch}	Lokale Schubschwellfestigkeit	N/mm ²
τ_{W}	Örtliche Schubwechselfestigkeit	N/mm ²
$\tau_{\text{xy, xz, yz}}$	Koordinaten-Schubspannungen	N/mm ²
$\tau_{\gamma\alpha}$	Schubspannung in der Schnittebene (γ, α)	N/mm ²
$\tau_{\gamma\alpha \text{ a}}$	Maximale Schubspannungsamplitude in der Schnittebene (γ, α)	N/mm ²
$\tau_{\gamma\alpha \text{ m}}$	Schubmittelspannung in der Schnittebene (γ, α)	N/mm ²
ξ	Spezifisches Gleiten	-
ξ_{f}	Spezifisches Gleiten (Zahnfuß)	-
$\overline{\Delta\text{ES}}_{\text{int}_{0,32}}$	Änderung des integralen Eigenspannungsmittelwertes im Vergleich zur Referenz (ohne Schleifbrand)	N/mm ²
$\overline{\Delta\text{ES}}_{\text{int}_{0,32_i}}$	Änderung des integralen Eigenspannungsmittelwertes durch Wälzbeanspruchung im Vergleich zum Zustand nach dem Schleifen	N/mm ²
$\overline{\Delta\text{ES}}_{\text{int}_{0,32_max}}$	Maximale mögliche Änderung des integralen Eigenspannungsmittelwertes durch Wälzbeanspruchung	N/mm ²
$\Delta\text{HV}_{0,1}$	Änderung der Randzonenhärte in 0,1 mm Werkstofftiefe im Vergleich zur Referenz (ohne Schleifbrand)	HV1
$\Delta\text{HV}_{0,2}$	Änderung der Randzonenhärte in 0,2 mm Werkstofftiefe im Vergleich zur Referenz (ohne Schleifbrand)	HV1
$\overline{\Delta\text{HV}}_{\text{int}_{0,3}}$	Änderung der integralen Randzonenhärte im Vergleich zur Referenz (ohne Schleifbrand)	HV1
$\overline{\Delta\text{HV}}_{\text{int}_{0,3_i}}$	Änderung der integralen Randzonenhärte durch Wälzbeanspruchung im Vergleich zum Zustand nach dem Schleifen	HV1
$\overline{\Delta\text{HV}}_{\text{int}_{0,3_max}}$	Maximale mögliche Änderung der integralen Randzonenhärte durch Wälzbeanspruchung	HV1
$\Delta\text{MP}_{\text{max}}$	Änderung des maximalen Barkhausenrauschpegels im Vergleich zur Referenz	-
ΔOH	Oberflächenhärteminderung im Vergleich zur Referenz	HV1
$\overline{\Delta\text{RA}}_{\text{int}_{0,32}}$	Änderung des mittleren integralen Restaustenitgehaltes im Vergleich zur Referenz	%
$\Delta\sigma_{\text{E}_{0,00}}$	Änderung des Oberflächeneigenspannung im Vergleich zur Referenz	N/mm ²
$\Delta\sigma_{\text{E}_{max}}$	Änderung des Eigenspannungsmaximums im Vergleich zur Referenz	N/mm ²

$\Delta\tau_{\max}$	Maximale Änderung der Schubspannung	N/mm ²
Ω	Oberfläche eines Volumenelementes	mm ²

1 Einleitung

Bei Zahnrädern mit hoher Leistungsanforderung besitzt das Verfahren der Einsatzhärtung eine herausragende Bedeutung. Ziel der Wärmebehandlung ist dabei die Erzeugung eines möglichst beanspruchungsgerechten Festigkeitszustandes, sowohl im Bereich der hoch beanspruchten, oberflächennahen Randzone als auch über der Werkstofftiefe. Um den Härteverzug zu beseitigen und hohe Anforderungen an Qualität, Oberflächengüte und Laufverhalten der Verzahnung zu gewährleisten, ist nach der Wärmebehandlung meist eine Schleifbearbeitung der Zahnflanken erforderlich. Moderne, leistungsfähige Schleifverfahren unterliegen dabei stetig steigenden Anforderungen hinsichtlich Kostensenkungen und Zeitersparnis bei der Zahnradsfertigung bei gleichzeitig hoher Prozesssicherheit und -qualität. Infolge der Schleifbearbeitung kommt es zu einer mechanischen und thermischen Beeinflussung der Randzone, wodurch Gefügeausbildung, Härte und Eigenspannungszustand im Bereich der Zahnflankenoberfläche maßgebend beeinflusst werden (**Bild 1**).

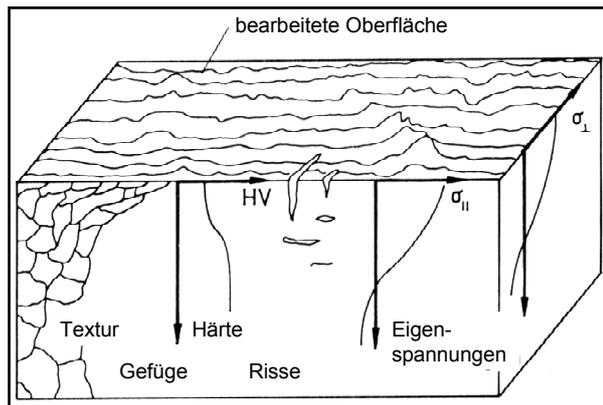


Bild 1 Beeinflussung der Randzone durch die Schleifbearbeitung [26]

1.1 Problemstellung

Mehrere Forschungsarbeiten belegen, dass die Ausbildung der Randzone und deren Eigenschaften im endbearbeiteten Zustand eine maßgebende Bedeutung für das Tragfähigkeitsverhalten einsatzgehärteter Zahnräder besitzen. Als entscheidende Kenngrößen werden dabei im allgemeinen die Parameter Gefügeausbildung, Härte- und Eigenspannungszustand angesehen, die durch die Wärmebehandlung eingestellt und im Bereich der Oberfläche durch die abschließende Schleifbearbeitung der Zahnflanken - in Abhängigkeit vom Werkstoffzustand nach der Wärmebehandlung und den Schleifbedingungen - signifikant modifiziert werden können.

Dabei sind die zugrunde liegenden Vorgänge äußerst komplex und erlauben nach dem heutigen Stand des Wissens keine genauen Aussagen zum Endzustand der geschliffenen Randzone. Nach erfolgter Schleifbearbeitung sind daher stets abschließende Untersuchungen zur Bewertung des Randzonenzustandes erforderlich. Die beeinflusste Werkstofftiefe beschränkt sich dabei in der Regel auf wenige Zehntel Millimeter.

Bisher übliche Verfahren zur Beurteilung des Randzonenzustandes sind visuelle Kontrollen und Ätzverfahren der geschliffenen Bauteiloberfläche, welche nur eine begrenzte, subjektive Aussagekraft besitzen und auf den Bereich der Oberfläche beschränkt sind. Für eine weiterführende quantitative Beurteilung der Randzoneneigenschaften stehen bisher die metallographische Gefügebegutachtung und Härte-

messungen im Schliff sowie Eigenspannungs- und Restaustenitmessungen mittels Röntgendiffraktometer zu Verfügung. Diese Verfahren setzen jedoch eine Zerstörung des Bauteils voraus und können aus Zeit- und Kostengründen nur an einer oder wenigen Stellen eines Bauteils durchgeführt werden.

Neue Prüfverfahren auf der Basis mikromagnetischer Messmethoden erlauben dagegen eine umfassende und zerstörungsfreie Prüfung der Randzoneneigenschaften geschliffener Bauteile sowie die quantitative Bestimmung von verschiedenen Werkstoffkenngrößen. Damit sollte es möglich sein, das durch die Schleifbearbeitung beeinflusste Randzonengefüge mit seinen wesentlichen Eigenschaften zerstörungsfrei zu charakterisieren. Inwieweit und in welchem Maße die einzelnen, durch die Schleifbearbeitung beeinflussten Randzonenausbildungen und -kennwerte die Flankentragfähigkeit einsatzgehärteter Zahnräder beeinflussen, ist jedoch bisher nur unzureichend bekannt.

Die in der Zahnradnorm DIN 3990 Teil 5 [3] belegten Festigkeitskennwerte einsatzgehärteter Stirnräder gelten für Mindestanforderungen hinsichtlich der Randhärte und der Ausbildung der Randzone, wobei eine erkennbare Randzonenbeeinflussung infolge der Schleifbearbeitung für die Qualitäten MQ und ME nicht zulässig ist. Nach ISO 6336-5 [18] sind dagegen - unter Angabe gleicher Festigkeitskennwerte für die einzelnen Werkstoffqualitäten - geringe Anlasseffekte infolge einer Schleifbearbeitung zulässig. Angaben zum Einfluss des Eigenspannungszustandes auf die Flankentragfähigkeit sind in beiden Normen nicht belegt.

Vorliegende experimentelle Untersuchungen und Schadensfälle aus der praktischen Anwendung belegen eine deutliche Minderung der Flankentragfähigkeit bzw. ein erhöhtes Schadensrisiko bei ungünstigen Schleifbedingungen bzw. Randzonenausbildungen. Wie und in welchem Maße die einzelnen Randzonenkennwerte die Bauteiltragfähigkeit beeinflussen, ist jedoch bisher nicht geklärt. Hier soll die vorliegende Arbeit einen grundlegenden Beitrag für eine sichere und umfassende Beurteilung der Funktions- und Tragfähigkeitseigenschaften einsatzgehärteter, geschliffener Zahnräder leisten sowie zur Optimierung der Zahnradfertigung zur Erzielung einer hohen Randzonentragfähigkeit dienen. Durch den vergleichenden Einsatz bisher angewandter und neuartiger, zerstörungsfreier Prüfverfahren können insbesondere Prozesssicherheit und -qualität bei der Bauteilprüfung erhöht werden. Die Tragfähigkeitsversuche an den Zahnrädern liefern wertvolle und grundlegende Erkenntnisse zum Einfluss einzelner Randzonenkennwerte auf den Festigkeitszustand im Bereich der Zahnflanke einsatzgehärteter Zahnräder.

1.2 Zielsetzung

Zielsetzung der vorliegenden Arbeit ist die Ermittlung und Charakterisierung maßgebender Randzoneneigenschaften nach der Schleifbearbeitung und deren Einfluss auf die Flankentragfähigkeit einsatzgehärteter Zahnräder.

Dabei soll geklärt werden, welche der durch die Schleifbearbeitung im Bereich der oberflächennahen Randschicht beeinflussten Werkstoffkenngrößen schadensrele-

vant sind, wie diese prozesssicher ermittelt und beurteilt werden können und wie sich diese hinsichtlich der Zahnradtragfähigkeit auswirken. In diesem Zusammenhang sollen insbesondere Aussagen zum Einfluss unterschiedlicher Randzonengefügeausbildungen und unterschiedlicher Eigenspannungszustände erarbeitet werden. Der vergleichende Einsatz bisher üblicher Prüfmethode und moderner Messverfahren erlaubt dabei eine umfassende Ermittlung der unterschiedlichen Kennwerte und eine Korrelation der Ergebnisse untereinander. Durch den Einsatz moderner Prüftechniken mit deren Hilfe auf Basis von mikromagnetischen Messmethoden eine umfassende Ermittlung der Randzoneneigenschaften sowie die quantitative Bestimmung von verschiedenen Werkstoffkenngrößen möglich ist [103], ergibt sich hier ein innovativer Beitrag zur Weiterentwicklung neuer Messverfahren und deren Anwendbarkeit für die zerstörungsfreie Prüfung der Werkstoffeigenschaften am Bauteil Zahnrad. Als Ergebnis der umfangreichen Untersuchungen sind Aussagen zur Zahnflankentragfähigkeit in Abhängigkeit der Randzonenausbildung zu erarbeiten, wodurch Schadensrisiken gemindert, Festigkeitsreserven bei der Auslegung genutzt und eine optimierte Randzonenausbildung beim Schleifprozess angestrebt werden können.

Die Überprüfung der grundlegend erarbeiteten werkstoffmechanischen Zusammenhänge zwischen den schadensrelevanten Werkstoffkenngrößen der Randzone und der Zahnflankentragfähigkeit an Prüfrädern, die nach einem modernen Fertigungsverfahren (Profilformschleifen) hartfeinbearbeitet sind, sichert eine praxisnahe Übertragbarkeit und Anwendbarkeit der Ergebnisse für innovative, leistungsfähige Zahnradschleifverfahren. Der Vergleich der Ergebnisse liefert Aussagen zum Einfluss prinzipiell unterschiedlicher Schleifverfahren auf die Randzonenkennwerte und Tragfähigkeitseigenschaften, insbesondere auch im Vergleich zu den Kennwerten und Vorgaben der gültigen Normen zur Berechnung der Zahnradtragfähigkeit.

Ergänzend ist, ausgehend von unterschiedlichen Randzonenzuständen, der Einfluss einer zusätzlichen Kugelstrahlbehandlung nach der Schleifbearbeitung als Reparaturmaßnahme sowie die Graufleckentragfähigkeit bei unterschiedlicher Randzonenausbildung zu untersuchen.

Die Ergebnisse der vorliegenden Arbeit sollen in die Weiterentwicklung der Berechnungsregeln zur Tragfähigkeit von Stirnrädern im vereinfachten Rechenmodell der DIN 3990 0[3] bzw. ISO 6336 [18] einfließen.

Die Verknüpfung von lokalen Beanspruchungs- und Werkstoff- bzw. Festigkeitskennwerten unter Einbeziehung eines modernen mechanischen und werkstoffmechanischen Konzepts bildet die Grundlage der Weiterentwicklung eines umfassenden Rechenmodells zur Zahnflankentragfähigkeit. Hierbei werden neuere Hypothesen und Modelle der allgemeinen Festigkeitsrechnung sowie aktuelle und erwartete Forschungsergebnisse berücksichtigt.

1.3 Lösungsweg

Der Einfluss der durch die Schleifbearbeitung modifizierten Randzoneneigenschaften auf die Flankentragfähigkeit wird an Zahnrädern der Baugrößen $m_n = 5 \text{ mm}$ und $m_n = 3 \text{ mm}$ untersucht. Die Prüfzahnräder werden dazu aus den praxisüblich eingesetzten, für die untersuchten Baugrößenbereiche typischen Stählen (18CrNiMo7-6 und 16MnCr5) gefertigt. Die mechanische Fertigung (Vorverzahnung) und Wärmebehandlung (Einsatzhärtung) erfolgt nach praxisüblichen Vorgaben.

Bei der anschließenden Hartfeinbearbeitung der Zahnräder, zunächst im Teilwälzschleifverfahren, werden durch die Variation der Schleifparameter Prüfvarianten mit unterschiedlicher Randzonenausbildung hergestellt.

Da durch die genormten Berechnungsverfahren die Flankentragfähigkeit im wesentlichen auf Basis mechanischer Grundlagen bei praxisüblichen Bedingungen bestimmt wird, werden die weiteren Anforderungen an Zahnradwerkstoff, Wärmebehandlung und Zahnradfertigung entsprechend den Qualitätsstufen MQ bzw. ME der DIN 3990 Teil 5 gestellt. Damit sollen weitere Einflussgrößen wie Werkstoffcharge, Reinheitsgrad, Einsatzhärtungstiefe weitestgehend konstant bzw. bei unterschiedlicher Baugröße vergleichbar ausgeführt werden, um so die Untersuchungen zum Einfluss der Randzoneneigenschaften auf die Zahnflankentragfähigkeit nicht zu beeinflussen.

Die gewählte Grundgeometrie der Prüfverzahnungen stellt die Übertragbarkeit der Ergebnisse zu den Anforderungen der DIN 3990 [3] für Standard-Referenz-Prüfräder und Standard-Prüfbedingungen sicher und eignet sich insbesondere zur Durchführung von Laufversuchen in bereits vorhandenen Zahnradprüfständen.

Nach der Schleifbearbeitung bzw. vor der Tragfähigkeitsuntersuchung werden alle Prüfräder mit Hilfe der Nitalätzung nach ISO 14104 [19] hinsichtlich Schleifbrand überprüft. Zusätzlich erfolgen an ausgewählten Zahnflanken der erzeugten Prüfvarianten stichprobenartige röntgenographische Messungen zum Eigenspannungszustand und metallographische Untersuchungen zur Ermittlung des Härteverlaufs und zur Beurteilung des Werkstoffgefüges in der randnahen Zone, sowie die Bestimmung der Oberflächenhärte auf der Zahnflanke vor dem Prüflauf.

Zur weiteren Charakterisierung der erzeugten Randzonen kommen moderne, zerstörungsfreie Messgeräte wie das 3MA-Prüfsystem und das Rollscan-Gerät zum Einsatz. Anhand dieser Untersuchungen, die vor allem an den Prüfrädern der Referenzverzahnung mit Modul $m_n = 5 \text{ mm}$ erfolgen, sollen prinzipielle Aussagen zu den Streuungen der einzelnen Randzonenkennwerte sowohl über den Umfang eines einzelnen Zahnrades, als auch lokal über den Bereich einer Zahnflanke ermöglicht werden. Die messtechnischen Voraussetzungen zur Anwendung der mikromagnetischen Prüftechniken sind direkt während der Schleifbearbeitung und anschließenden Nitalätzung durch die entsprechende, erforderliche Kalibrierung der Messgeräte zu schaffen.

Anhand der umfangreichen Randzonenanalyse nach der Schleifbearbeitung soll gezeigt werden, wie die unterschiedlichen Randzonenkennwerte messtechnisch und

unter Anwendung verschiedener Prüfverfahren umfassend ermittelt, charakterisiert und beschrieben werden können

Zur Ermittlung der Zahnflankentragfähigkeit werden Einstufenversuche in Zahnradverspannungsprüfständen durchgeführt und von jeder Prüfvariante die entsprechenden Wöhlerlinien ermittelt. Anhand der Versuchsergebnisse wird grundlegend untersucht, welche Randzoneneigenschaften hinsichtlich der Zahnflankentragfähigkeit schadendrelevant sind und in welchem Maße die unterschiedlichen Werkstoffkennwerte und Gefügestände die resultierende Flankentragfähigkeit beeinflussen und damit korreliert werden können

Weitehin werden Laufversuche an ausgewählten Prüfvarianten durchgeführt, die nach der Schleifbearbeitung einer zusätzlichen Kugelstrahlbehandlung als Reparaturmaßnahme bei einer Randzonenbeeinflussung unterzogen wurden. Zusätzliche Untersuchungen zur Graufleckentragfähigkeit in Abhängigkeit des Randzonenzustandes ergänzen das Versuchsprogramm.

Versuchsbegleitend erfolgen auch nach dem Prüflauf metallographische und röntgenographische Untersuchungen sowie 3MA-Messungen an den einzelnen Prüfvarianten. Damit werden an ausgewählten Zahnflanken Härte- und Eigenspannungstiefenverläufe nach dem Prüflauf ermittelt und gegebenenfalls Veränderungen in der geschädigten Randzone aufgrund des Wälzkontaktes erfasst.

Der Vergleich der Randzonenkennwerte sowohl vor als auch nach dem Prüflauf mit den Versuchsergebnissen der Tragfähigkeitsuntersuchungen zeigt die Auswirkungen der Randzoneneigenschaften auf die Flankentragfähigkeit und ermöglicht eine Korrelation zwischen den Schleifbedingungen, den dadurch erzeugten Randzoneneigenschaften und der Bauteiltragfähigkeit.

Zur Überprüfung der an teilwälzgeschliffenen Prüfrädern grundlegend erarbeiteten werkstoffmechanischen und messtechnischen Zusammenhänge werden außerdem Stichversuche an Zahnradern durchgeführt, die nach einem modernen, aus fertigungstechnischer Sicht leistungsfähigen und damit praxisnahen Fertigungsverfahren, dem Profilschleifen, bearbeitet sind. Dies sichert die Anwendbarkeit und Übertragbarkeit der Ergebnisse sowohl für bestehende als auch für innovative, vermehrt zum Einsatz kommende Schleifverfahren. Ein Vergleich der Ergebnisse der Tragfähigkeitsuntersuchungen an Prüfrädern, die vergleichbare Randzoneneigenschaften aufweisen, aber in unterschiedlichen Schleifverfahren endbearbeitet wurden, zeigt, ob und inwieweit prinzipiell unterschiedliche Schleifverfahren die Zahnflankentragfähigkeit, insbesondere auch im Vergleich zu den Festigkeitskennwerten der Norm, beeinflussen.

Theoretische Untersuchungen zum Beanspruchungs- und Festigkeitszustand unter Berücksichtigung der ermittelten, werkstoffkundlichen Kennwerte ergänzen das Versuchsprogramm und erlauben eine weitergehende Einordnung der Versuchsergebnisse in den Stand des Wissens. Die erwarteten Ergebnisse werden nach neueren

Methoden der allgemeinen Festigkeitsrechnung analysiert und unter Berücksichtigung von Beanspruchungs-, Eigenspannungs- und Festigkeitszustand in ein erweitertes Rechenverfahren zur Ermittlung der Zahnflankentragfähigkeit im Rahmen der DIN 3990 [3] eingebracht.

Darüber hinaus werden Aussagen zur Anwendbarkeit unterschiedlicher Prüfverfahren zur Klassifizierung von Randzonenausbildungen nach der Schleifbearbeitung und deren Bewertung hinsichtlich der Zahnradtragfähigkeit im Vergleich mit bestehenden Richtlinien und Normen erarbeitet.

Die Untersuchungsergebnisse der vorliegenden Arbeit sollen im Rahmen der Normungsarbeiten der praktischen Anwendung allgemeingültig zugänglich gemacht werden.

2 Stand des Wissens

Schadensfälle aus der praktischen Anwendung belegen ein erhöhtes Schadensrisiko beim Vorliegen ungünstiger, durch die Schleifbearbeitung beeinflusster Randzoneneigenschaften. Häufig treten dabei frühzeitig großflächige Ausbrüche und Abplatzer in den durch die Hartfeinbearbeitung ungünstig beeinflussten Randzonen bei vergleichsweise geringer nomineller Belastung auf.

2.1 Einfluss der Schleifbearbeitung auf die Randzoneneigenschaften

Das Schleifen ist das zurzeit am häufigsten zur Hartfeinbearbeitung einsatzgehärteter Zahnräder eingesetzte Verfahren. Infolge der Schleifbearbeitung der Zahnflanken kommt es zu einer mechanischen und thermischen Beeinflussung der Randzone. Ursache dafür ist das Eindringen der Kornschneide in die Bauteiloberfläche, welches, wie in **Bild 2** dargestellt, zu einer starken elastisch-plastischen Deformation im Spanbildungsgebiet und zu Reibvorgängen in der Verschleißfläche führt. Damit verbunden sind lokale Temperaturerhöhungen an der Bauteiloberfläche.

Da beim Schleifen der Zerspanungsvorgang mit hoher Geschwindigkeit abläuft, steigen die Temperaturen in der Wirkzone der Kornschneide stark an. Dabei ist zu berücksichtigen, dass die von außen in den Schleifprozess eingebrachte Energie an der Wirkstelle Schleifscheibe - Werkstück nahezu vollständig in Wärme umgewandelt wird. Somit erhöht sich die in die Werkstückrand-

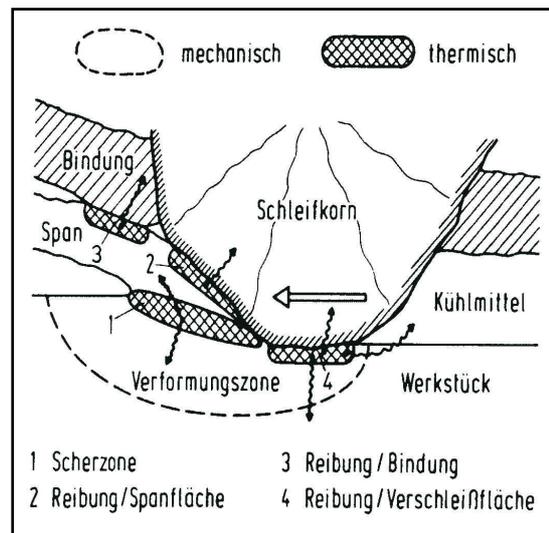


Bild 2 Beeinflussung der Randzone bei der Schleifbearbeitung [27]

schichten eingebrachte Energie durch alle Parameter, die die Wärmeleistung oder die Einwirkzeit erhöhen [60].

Aufgrund der mechanischen Einwirkung beim Schleifen entsteht nach [88] infolge des Schneideneingriffs in der beeinflussten Randzone ein so genanntes Verformungsgefüge, welches durch eine Veränderung der Kornform (Bearbeitungstextur) gekennzeichnet ist. Die bei der Verformung verursachte Erhöhung der Versetzungsdichte und der mechanischen Zwillingsbildung führen zu einer Verfestigung der Randzone. Hinzu kommt, wie in **Bild 3** dargestellt, die Ausbildung von Druckeigenstressungen, die insbesondere durch die Fließeigenschaften des Werkstoffs sowie durch den Schneidendruck bestimmt werden [22].

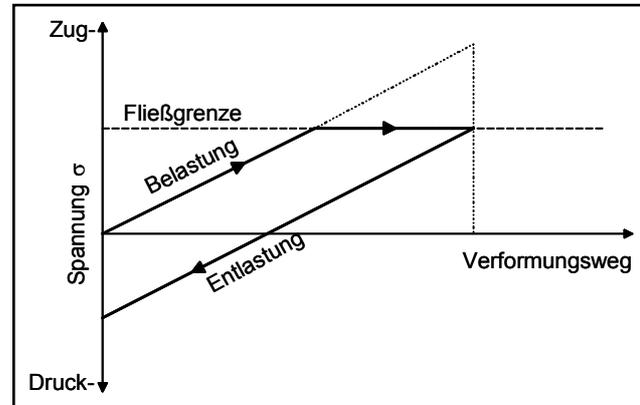


Bild 3 Ausbildung von Druckeigenstressungen mechanischen Ursprungs in der geschliffenen Randzone [47]

Bei den thermischen Einwirkungen ist zu unterscheiden zwischen inneren und äußeren Reibvorgängen. Bei der inneren Reibung führen Gleitvorgänge im Werkstoff zu lokalen Temperaturerhöhungen, während der Begriff der äußeren Reibung die Reibvorgänge, die zwischen dem Bauteil und der Schleifscheibe entstehen, umfasst. Wie in **Bild 4** schematisch dargestellt, resultieren beide Vorgänge nach [27] in Zugeigenstressungen in der Randschicht, die im Zusammenhang mit der spanenden Bearbeitung bis hin zu Rissen in der Oberfläche führen können. Infolge der Energieeinbringung stattfindende Diffusionsvorgänge bewirken darüber hinaus eine Beeinflussung der Gefügezusammensetzung. Die damit unter anderem verbundene Änderung des Kristallgitteraufbaus kann zu Anlasszonen bis hin zu dünnen Neuhärtungszonen führen. Dadurch wird die durch die mechanischen Einwirkungen verursachte Erhöhung der Versetzungsdichte wieder abgebaut, so dass ein "weicheres" Gefüge entsteht [38].

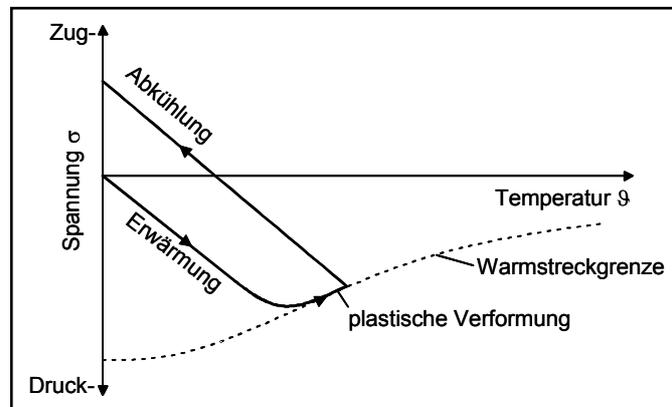


Bild 4 Entstehung von Zugeigenstressungen thermischen Ursprungs in der geschliffenen Randzone [38]

Die beschriebenen Einflüsse führen in der oberflächennahen Randschicht somit zu einer signifikanten Beeinflussung

- der Gefügeausbildung,
- der Härte und insbesondere
- des Eigenstresszustandes.

Die zugrunde liegenden, sich gegenseitig überlagernden mechanischen und thermischen Vorgänge in der Randzone beim Schleifen sind äußerst komplex und erlauben nach heutigem Wissensstand keine genauen Aussagen zum Endzustand.

So stellen die resultierenden Eigenspannungen letztendlich die Überlagerung der mechanisch und thermisch verursachten Spannungen dar, so dass infolge der Schleifbearbeitung je nach technologischen Bedingungen und Schnittparametern sowohl Zugeigenspannungen als auch Druckeigenspannungen in der oberflächennahen Randzone grundsätzlich möglich sind [69] (siehe auch **Bild 5**). Dabei ist zu beachten, dass sich die durch die Schleifbearbeitung beeinflusste Randzone in der Regel nur bis in eine Tiefe von wenigen Mikrometern bis zu wenigen Zehntel Millimeter erstreckt.

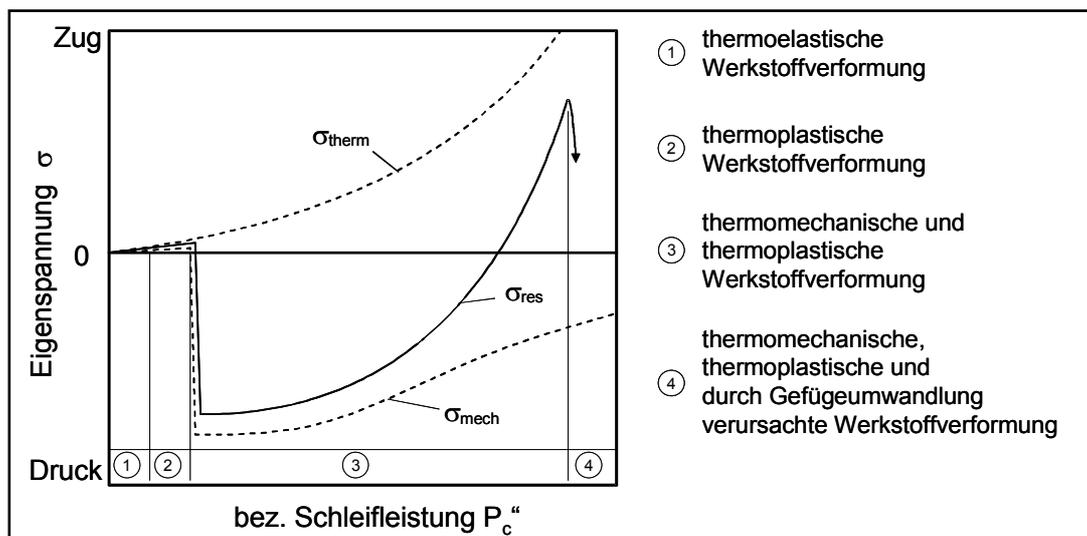


Bild 5 Eigenspannungen als Funktion der Schleifleistung durch Superposition mechanischer und thermischer Einwirkungen [26]

Im Forschungsvorhaben Nr. 3 der FVA [64] und in [65] wurden von Kosche grundlegende Untersuchungen über "Ursachen und Erscheinungsformen von Schleifschäden an einsatzgehärteten Stirnrädern und ihre Auswirkungen auf deren Tragfähigkeit" durchgeführt. Als Ursachen von Schleifschäden durch ungünstige Schleifbedingungen werden genannt:

- Gefügeveränderungen und -umwandlungen infolge der Wärmeeinwirkung durch den Schleifprozess,
- hohe Zerspannungstemperatur und Abschrecken mit hoher Abkühlgeschwindigkeit,
- Überlagerung von Werkstückeigen- und Schleifspannungen,
- ungünstige Eigenschaften des Werkstoffs,
- ungenau durchgeführte Wärmebehandlung.

Zur Auswirkung der Schleifeinflüsse auf die Tragfähigkeit liegen nur wenige gesicherte Aussagen vor, insbesondere da die einzelnen Einflussparameter zum Teil nur unzureichend charakterisiert sind.

Anhand einer Literaturlauswertung [60] in der der Stand des Wissens bis 1999 über den Einfluss der bei der mechanischen Fertigung festgestellten Gefügeveränderung recherchiert wurde, nennen Kobialka und Kleinjans die Art des Schleifstoffs, die bezogene Schleifleistung sowie das bezogene Zeitspanvolumen [60] als wesentliche Einflussgrößen der Schleifbearbeitung auf den Gefügestand. Danach treten bei gesteigerter bezogener Schleifleistung hohe Zugeigenspannungen auf, bei weiterer Erhöhung der Schleifleistung, verbunden mit der Ausbildung von Neuhärtungszonen, sinken die Zugeigenspannungen wieder. Als weitere wichtige Einflussgrößen werden in [60] anhand einer Literaturlauswertung die Schnittgeschwindigkeit, die Kühlschmierstoffmenge, die Werkstückgeschwindigkeit und der Verschleißfortschritt am Schleifwerkzeug genannt. Zusammenfassend wird allgemein festgestellt, dass die belegten Ergebnisse deutlich das mangelnde Wissen bezüglich der Zusammenhänge zwischen der Randzonenausbildung wälzbeanspruchter Bauteile und deren Einsatzverhalten aufzeigen.

In [91] wurden von Schlattmeier Schleifuntersuchungen zum diskontinuierlichen Zahnflankenprofilschleifen durchgeführt. Dabei fanden sowohl bei der Schrupp- als auch bei der Schlichtbearbeitung verschiedene Schleifscheiben unter Variation des bezogenen Zeitspanvolumens und des bezogenen Zerspannungsvolumens Anwendung. In Abhängigkeit der einzelnen Untersuchungsparameter werden Hinweise zu den Grenzbedingungen hinsichtlich einer Gefügeschädigung infolge der Schleifbearbeitung gegeben. In den durchgeführten Untersuchungen trat eine Schädigung der Randzone in Form von Schleifbrand nur in der mitgeschliffenen Zahnfußrundung (in [91] Gegenstand der Untersuchung) auf.

Der Ort des Schleifbrandes konnte nach [91] unter anderem auf den hohen lokalen Materialabtrag im Bereich des Schleifscheibenkopfes (d.h. im Zahnfuß) zurückgeführt werden. Dadurch kam es zum einen zum Verschleiß der Schleifscheibe und zum anderen zu einer zu großen in die Werkstückrandzone induzierten Energie mit der Folge einer lokalen thermischen Gefügeschädigung. Mögliche Ansätze zur Vermeidung von lokalen Gefügeschädigungen im Bereich des Zahnfußes sind beispielsweise eine Verringerung des Schleifaufmaßes durch die Vorverzahnung oder die Wahl entsprechend modifizierter Schleifscheibengeometrien, mit denen der Abschleif des Aufmaßes in äquidistanten Schritten aus der gesamten Verzahnungsgeometrie ermöglicht wird.

In [92] berichtet Schlattmeier von technologischen Grundlagenuntersuchungen für das diskontinuierliche Zahnflankenprofilschleifen mit Korund-Schleifscheiben. Eingesetzt wurden verschiedene Schleifscheiben unter Variation der Schleifkorngröße, der Bindungshärte und der Gefügestruktur. Die Untersuchungsergebnisse zeigen u.a. eine deutliche Abhängigkeit der durch das Schleifen induzierten Randzonenschädigung auf der Zahnflanke von der Schnittgeschwindigkeit (**Bild 6**). Danach wird bei hohen Schnittgeschwindigkeiten im Bereich der Schleifkornschneide verklemmtes Spanmaterial in der Schleifscheibenstruktural sowie ein abrasiver Verschleiß an den

Schleifkörnern festgestellt. Der damit verbundene Anstieg der Reibung führt neben der Steigerung der Schleifleistung und damit auch der Schleifkräfte, zu einer vermehrten Wärmebringung in die Bauteilrandzone [92].

Bei einer differenzierten Untersuchung der Randzonenbeeinflussung

wurde festgestellt, dass die thermische Gefüge-

schädigung im Bereich der Kopfflanke erfolgte. Die Schleifbrandschädigung nimmt dabei mit fortschreitender Einsatzdauer der Schleifscheibe bis zur Ausbildung einer Neuhärtungszone, die sich beim Anätzen als helle Stelle im dunklen, angelassenen Gefügebereich ausbildet, deutlich zu. Begründet wurde diese Tatsache damit, dass der Ort der Schädigung beim Abtrag eines konstanten Aufmaßes in Zustellrichtung der Schleifscheibe auf den höheren lokalen Materialabtrag im Bereich der Kopfflanke zurückzuführen ist, worauf ebenfalls geometrische Untersuchungen hingedeutet haben. Die lokalen Randzonenbeschädigungen geben einen Hinweis darauf, dass die Zerspanbedingungen innerhalb der Kontaktzone von Schleifscheibe und Zahnflanke beim diskontinuierlichen Zahnflankenprofilschleifen stark variieren können.

Darüber hinaus wird in [92] der Frage nachgegangen, ob eine während der Schrubbearbeitung in der Randzone induzierte Gefügebbeeinflussung, im nachfolgenden Schlichtschnitt beseitigt werden kann. Untersuchungen an nachgeschliffenen Zahnflankenoberflächen belegen, dass eine leichte thermische Gefügebbeeinflussung, bewertet aufgrund dunkler Anlasszonen nach der Nitalätzung, bei entsprechend großer Schleifscheibenzustellung beseitigt werden kann. Ist das Ausmaß der Schädigung jedoch stärker, so konnte diese durch Nachschleifen nicht mehr beseitigt werden. Zusammenfassend wird festgestellt, dass bei der Schrubbearbeitung keine thermische Gefügeschädigung in der Bauteilrandzone verursacht werden darf, da diese Schädigungen in der Regel relativ tief in die Randschicht hineinreichen.

In [107] wurden von Tobie umfangreiche experimentelle Untersuchungen zum Einfluss der Einsatzhärtungstiefe auf die Zahnradtragfähigkeit durchgeführt. Versuchsbegleitend erfolgten Messungen zum Schleifabtrag an einzelnen Zahnflanken von Prüfrädern sowie zum Eigenspannungszustand. **Bild 7** zeigt dazu beispielhaft die röntgenographisch ermittelten Eigenspannungen an der Oberfläche der geschliffenen Zahnflanken eines Prüfritzels. Erkennbar ist eine deutliche

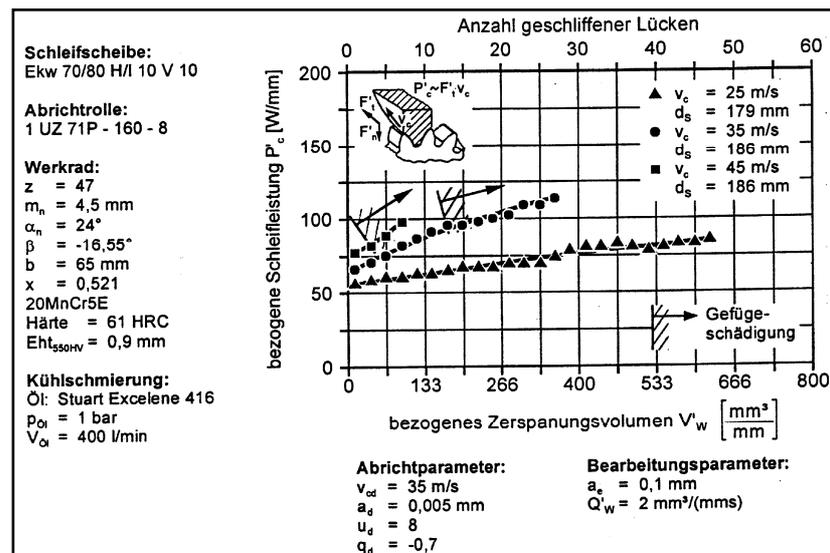


Bild 6 Schleifleistung in Abhängigkeit der Schnittgeschwindigkeit und dem bezogenen Zerspanungsvolumen [92]

Streuung der Eigenspannungswerte über den Zahnradumfang. Direkt nach der Wärmebehandlung wurden dagegen

deutlich höhere Druckeigenspannungen ermittelt, die relativ gleichmäßig an verschiedenen Zahnflanken über den Zahnradumfang vorlagen.

Weitergehende Untersuchungen an den einsatzgehärteten, geschliffenen Zahnradern belegen, dass der Schleifabtrag an den Zahnflanken sowohl innerhalb einer Fertigungscharge als auch über den Umfang eines einzelnen Zahnrades von Zahnflanke zu Zahnflanke deutliche Streuungen aufweisen kann. Eine Auswertung im Zusammenhang mit Ergebnissen der Tragfähigkeitsuntersuchungen belegt eine signifikante Häufung von Grübchenschäden an den Zähnen, die jeweils innerhalb der entsprechenden Radpaarung einen relativ hohen Schleifabtrag aufweisen (**Bild 8**). Die Prüfräder wurden dabei unter

gleichen Vorgaben gefertigt und geschliffen, Hinweise auf Gefügebeeinflussungen oder Schleifbrand infolge der Schleifbearbeitung wurden im Rahmen der üblichen Untersuchungen (Metallographie und Schleifbrandätzung) nicht festgestellt. Dies führt in [107] abschließend zur Aussage, dass auch ohne erkennbare Schleifschäden die lokalen Schleifbedingungen, die von Zahnrad zu Zahnrad, von Zahnflanke zu Zahnflanke und auch über den Bereich einer einzelnen Zahnflanke örtlich unterschiedlich sein können, die Randzonenkennwerte sowie den Ort der Grübchenbildung signifikant beeinflussen.

Bild 9 zeigt den metallographischen Querschliff eines Zahnes im geätzten Zustand. Es handelt sich dabei um ein Beispiel aus der praktischen Anwendung. An der Rechtsflanke ist im Bereich der Fußflanke deutlich eine infolge der Schleifbearbeitung angelassene, dunkel erscheinende Zone im oberflächennahen Randbereich zu erkennen. Weitere Untersuchungen belegen, dass im Bereich der Anlasszone zusätzlich eine dünne Neuhärtungszone (weiße Schicht) direkt an der Zahnflankenoberfläche vorliegt.

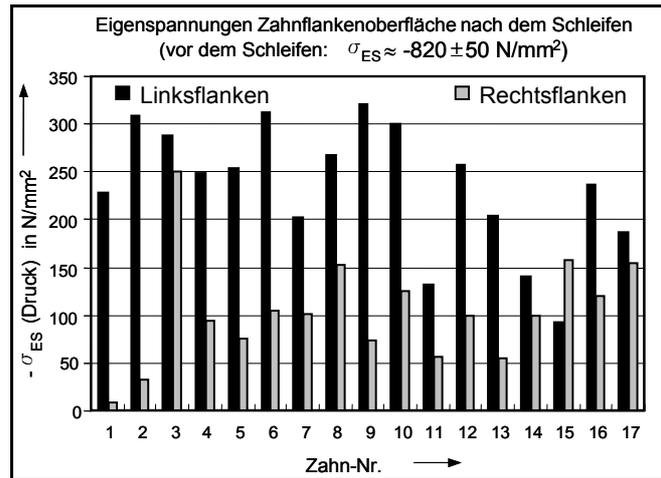


Bild 7 Oberflächeneigenspannungen an den einzelnen Zahnflanken eines Prüfritzels nach dem Zahnflankenschleifen [107]

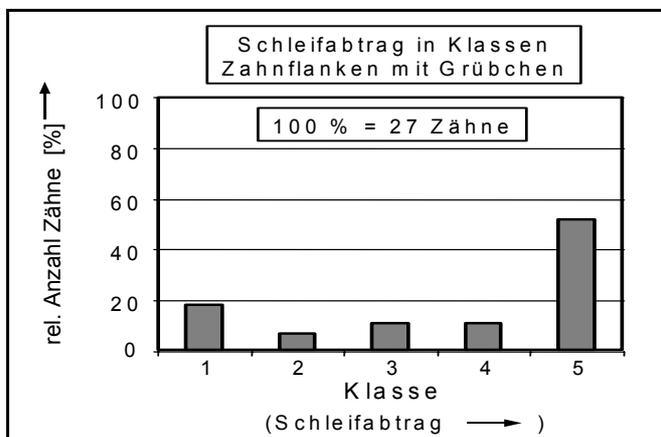


Bild 8 Zusammenhang zwischen Schleifabtrag und Grübchenschäden an Prüfrädern einer Verzahnungsgeometrie [107]

Härtemessungen im dunkel erscheinenden Bereich zeigen eine signifikante Abnahme der Randhärte im Vergleich zu unbeeinflussten Bereichen (**Bild 10**). Der Eigenspannungszustand im Bereich der beeinflussten Randzone ist charakterisiert durch Druckeigenstressungen direkt an der Flankenoberfläche, die jedoch bereits ab einer Tiefe von ca. 0,02 mm in starke Zugeigenstressungen übergehen (**Bild 11**). Vergleichende Messungen an unbeeinflussten Randzonenbereichen belegen dagegen Druckeigenstressungen im gesamten untersuchten Tiefenbereich.

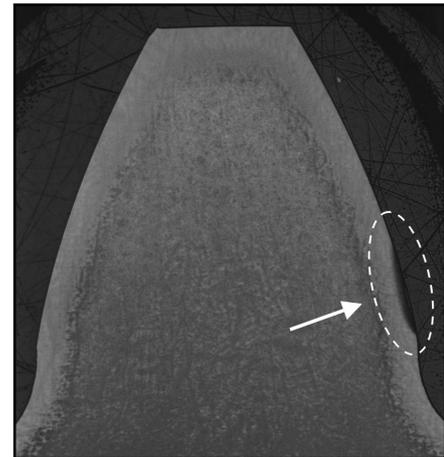


Bild 9 Durch ungünstige Schleifbedingungen lokal beeinflusste Randzone eines Zahnradzahnes

Das dargestellte Beispiel verdeutlicht die signifikante Beeinflussung der Randzonenkennwerte in einem lokalen Bereich der geschliffenen Zahnflanke infolge ungünstiger Schleifbedingungen. Aussagen zur vorliegenden Tragfähigkeit auf Basis von Praxiserfahrungen sind jedoch nur bedingt möglich.

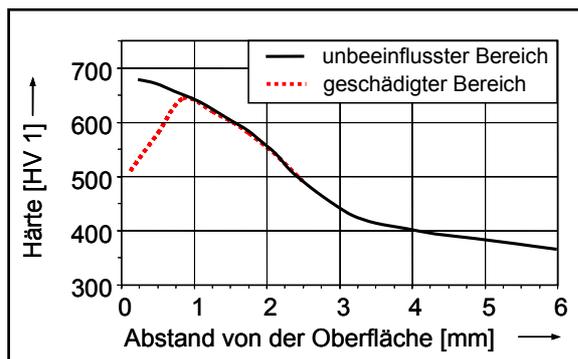


Bild 10 Härteverlauf im unbeeinflussten und geschädigten Flankenbereich nach **Bild 9**

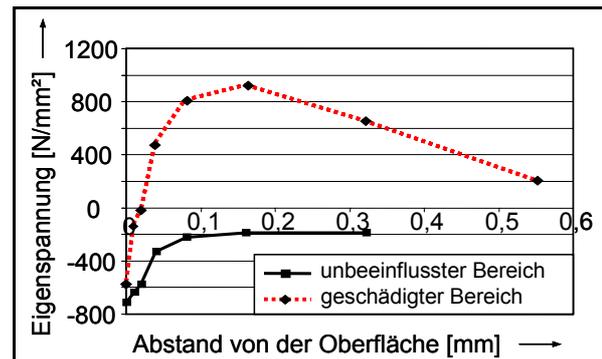


Bild 11 Eigenspannungsverlauf im unbeeinflussten und geschädigten Flankenbereich nach **Bild 9**

2.2 Ermittlung der Randzoneneigenschaften geschliffener Bauteile

Zur Charakterisierung des Schleifprozesses und der dadurch beeinflussten Randzoneneigenschaften geschliffener Bauteile steht eine Reihe von Verfahren zur Verfügung. Dabei ist grundsätzlich zwischen prozessintegrierten Verfahren zur Bewertung des Schleifprozesses während der Bearbeitung selbst und so genannten „postprozess“ Verfahren zur Bewertung der Randzoneneigenschaften des Bauteils nach der Fertigung zu unterscheiden. Mehrere aktuelle Forschungsvorhaben beschäftigen sich mit entsprechenden Untersuchungen zur Anwendbarkeit der unterschiedlichen Messverfahren.

In den Forschungsvorhaben Nr. 238 [87] und Nr. 239 I [84] +II [85] der FVA wurden Grundlagenuntersuchungen zur Schleifbranderkennung mit verschiedenen Sensor-

Zonen je nach Randzonenbeeinflussung dunkelgrau bis schwarz, Neuhärtungszonen als weiße Flecken. Das Ätzergebnis wird nach [19] in 4 Klassen (A, B, C, D) je nach Stärke der Verfärbung sowie in 3 Stufen je nach Größe der verfärbten Flächen ($\leq 10\%$, 25% und 100%) eingeteilt. Außerdem wird unterschieden ob es sich am Bauteil um eine geschliffene Funktionsfläche (F) oder Nicht-Funktionsfläche (N) handelt. Bildbeispiele sind in der Norm [19] nicht belegt. Zusätzlich erfolgt der Hinweis, dass lokale Anlasszonen zu einer Minderung der Grübchendauerfestigkeit führen können und dass kontrolliertes Kugelstrahlen die Auswirkungen der Schleifbrandschädigung u. U. mindern kann. Quantitative Angaben sind dazu allerdings nicht belegt.

Die Nachteile dieses genormten Verfahrens sind, dass die Reproduzierbarkeit der Nitalätzung stark von den gleich bleibenden Säurekonzentrationen abhängt und zurückgebliebene Verunreinigungen das Ätzergebnis stark beeinflussen können. Die Bewertung des Ätzergebnisses erfolgt durch den jeweiligen Prüfer und erlaubt damit nur eine subjektive qualitative Aussage für den Bereich direkt an der Oberfläche. Quantitative Angaben zu den Randzonenkennwerten sind mit der Nitalätzung nicht möglich. Zudem ist aus ökologischer Sicht, insbesondere bei der Prüfung großer Bauteile, die Entsorgung der Säuren nicht unproblematisch. Zu beachten ist, dass durch die Nitalätzung ein geringer Materialabtrag erfolgt, wodurch die Oberflächenstruktur und -rauheit beeinflusst werden kann. In [19] werden elektrolytische Verfahren sowie Polier- und Strahlmethoden erwähnt, um die Verfärbung die bei der Nitalätzung entsteht zu beseitigen. Auch bei diesen Reinigungsverfahren ist mit einem geringen Materialabtrag an der Bauteiloberfläche zu rechnen.

Ob durch die Nitalätzung die Bauteiltragfähigkeit beeinflusst wird, ist bisher nicht abschließend geklärt.

2.2.2 Zerstörende Prüfverfahren zur Randzonenanalyse

Im Gegensatz zur Nitalätzung erlauben metallographische Untersuchungen, d.h. die Gefügebeurteilung im Schliiff und Härtemessungen, sowie röntgenographische Analysen, eine quantitative Ermittlung und Beurteilung der Randzoneneigenschaften und damit eine Schleifbranderkennung nicht nur direkt an der Oberfläche.

Insbesondere Eigenspannungsmessungen im Röntgendiffraktometer sind dabei zumindest in Laboruntersuchungen zu einem festen Bestandteil der Qualitätssicherung geworden. Mit Hilfe dieser Verfahren ist es möglich, in den untersuchten Bereichen genaue Aussagen zum Schleifergebnis bzw. den dadurch beeinflussten Randzoneneigenschaften zu erhalten.

Ein wesentlicher Nachteil der genannten Verfahren ist, dass diese - zumindest für Untersuchungen die nicht nur auf den Bereich direkt an der Oberfläche beschränkt sind – die Präparation entsprechender Proben und damit die Zerstörung des Bauteils voraussetzen, was sich als sehr zeit- und kostenaufwendig erweist. Da ihre Aussagekraft auf den eng begrenzten, lokalen Untersuchungsbereich beschränkt ist, werden die entsprechenden Prüfverfahren in der industriellen Anwendung in der Regel nur stichprobenartig an einer oder wenigen Stellen eines Bauteils, in der Einzelferti-

gung und Großgetriebefertigung aus Kostengründen zum Teil gar nicht, durchgeführt.

Eine umfassende Ermittlung der lokal unterschiedlichen Randzonenzustände an einem Bauteil und damit eine großflächige Schleifbranderkennung ist mit diesen Verfahren in der industriellen Anwendung nicht möglich.

Hier bieten neuere, zerstörungsfrei arbeitende Prüfverfahren wesentliche Vorteile. Dabei ist zu beachten, dass es sich bei modernen zerstörungsfreien Messmethoden um relative Prüfverfahren handelt, die nur bei entsprechender Kalibrierung quantitative Aussagen zur beeinflussten Randzone zulassen. Zur Kalibrierung der zerstörungsfreien Prüfverfahren sind weiterhin zerstörende metallographische und röntgenographische Untersuchungen wenigstens an Referenzbauteilen notwendig.

2.2.3 Zerstörungsfreie Prüfverfahren zur Randzonenanalyse

Zur Bestimmung der Härte und der Eigenspannungen, sowie zur Gefügecharakterisierung in randschichtgehärteten Bauteilen mit zerstörungsfreien Prüfverfahren liegen in der Literatur Erfahrungen mit unterschiedlichen Ansätzen vor. In einer Reihe von Anwendungsfällen hat sich gezeigt, dass für den oberflächennahen Randzonenbereich von Bauteilen elektromagnetische und mikromagnetische Prüfverfahren besonders gut geeignet sind.

Mikromagnetische Prüfverfahren beschränken sich auf ferromagnetische Werkstoffe und erfordern eine dynamische Magnetisierung des Bauteils im Prüfbereich. Durch die Bestimmung unterschiedlicher Messgrößen (Prüfgrößen), wird das ferromagnetische Verhalten des Werkstoffes, d.h. die so genannte Hystereseschleife, genauer analysiert. Dabei werden neben reversiblen auch irreversible Vorgänge bei der Verschiebung und Drehung von so genannten Bloch-Wänden (Übergangsbereiche zwischen Domänen mit unterschiedlichem Magnetisierungsvektor), die in Wechselwirkung mit der Mikrostruktur des Werkstoffes und den im oberflächennahen Randbereich vorliegenden Eigenspannungsfeldern stehen, erfasst. Nach einem entsprechenden Kalibrierungsschritt können somit aus den jeweiligen mikromagnetischen Messgrößen in Abhängigkeit der magnetisierenden Feldstärke quantitative Prüfinformationen zum Randzonenzustand (Härte, Eigenspannungen, Gefügestand) abgeleitet werden.

Forschungsarbeiten zur zerstörungsfreien Gefüge- und Spannungsanalyse mit magnetischen Prüfverfahren sind bereits seit den 30er Jahren bekannt [57], [63].

Die Ergebnisse der ersten Arbeiten [68] zur Erfassung von Mikrostruktur- und Spannungszuständen mittels des magnetischen Barkhausenrauschens führten zur Entwicklung von ersten Prototypgeräten und industriellen Anwendungen [106]. In [101] wurde der Einfluss von Gefüge- und Spannungszuständen auf unterschiedliche magnetische und magnetoelastische Prüfgrößen untersucht. Es zeigte sich, dass es erforderlich ist, mehrere in ihrem Informationsgehalt voneinander unabhängige mikromagnetische Prüfgrößen zu erfassen, um Eigenspannungen in unterschiedlichen Mikrogefügeständen ermitteln zu können.

Um Gefüge- und Spannungseinflüsse voneinander trennen zu können, wurde in [104] auf Basis der Multiparameter-Regression das 3MA-Verfahren (3MA = Mikromagnetischer Multiparameter Mikrostruktur- und Spannungs-Analysator) entwickelt. Im Rahmen der FVA-Forschungsvorhaben Nr. 143 I [102] und Nr. 239 [85] und mehrerer Industriaufträge wurde der Einsatz des 3MA-Verfahrens am IZfP-Saarbrücken erprobt. Dabei wurden für die Kalibrierung des zerstörungsfreien Messsystems jeweils Härte- und Eigenspannungswerte zugrunde gelegt, die metallographisch bzw. mit Hilfe der Bohrlochmethode bestimmt wurden.

Bild 12 zeigt 3MA-Messergebnisse aus einem Industriebetrieb, die in Abhängigkeit des bezogenen Zerspanvolumens beim Schleifen an Proben aus dem Einsatzstahl 16MnCr5 ermittelt wurden. Es ist ersichtlich, dass mit Hilfe der 3MA-Prüftechnik gleichzeitig zwei Randzonenkennwerte (Härte und Eigenspannungen) zerstörungsfrei ermittelt werden können, die mit konventionell ermittelten Messgrößen (Metallographie/Röntgenographie) gut übereinstimmen.

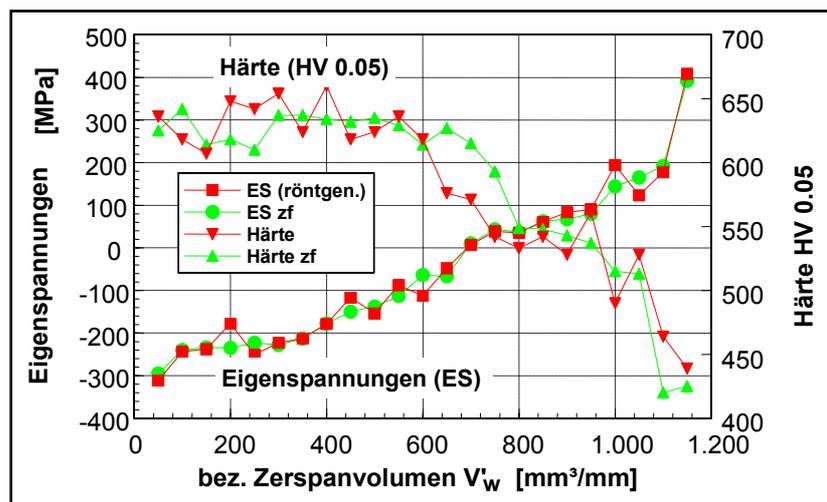


Bild 12 Vergleich der zerstörungsfrei (zf) und mit konventionellen Verfahren ermittelten Härte- und Eigenspannungswerte (Oberfläche)

zerstörungsfrei ermittelt werden können, die mit konventionell ermittelten Messgrößen (Metallographie/Röntgenographie) gut übereinstimmen.

Die Kalibrierung von zerstörungsfreien mikromagnetischen Prüfsystemen kann auch auf Basis des Nitalätzbefundes an geschliffenen Referenzbauteilen erfolgen. Der Vorteil dieser Methode besteht darin, dass keine aufwendigen metallographischen und röntgenographischen Voruntersuchungen erforderlich sind und das genormte Standardverfahren zur Schleifbranderkennung, die Nitalätzung nach [19], für die Kalibrierung des Prüfgerätes verwendet werden kann.

Bild 13 und **Bild 14** zeigen Untersuchungsergebnisse an einem profilformgeschliffenen schrägverzahnten Zahnrad, bei dem durch die Nitalätzung auf den rechten Zahnflanken starker Schleifbrand nachgewiesen wurde, während die linken Zahnflanken ungeschädigt waren. Auf Basis des Ätzbefundes erfolgte die Kalibrierung des mikromagnetischen Prüfsystems, hier das 3MA-Prüfsystem, wobei den zur Kalibrierung gemessenen Zahnflanken

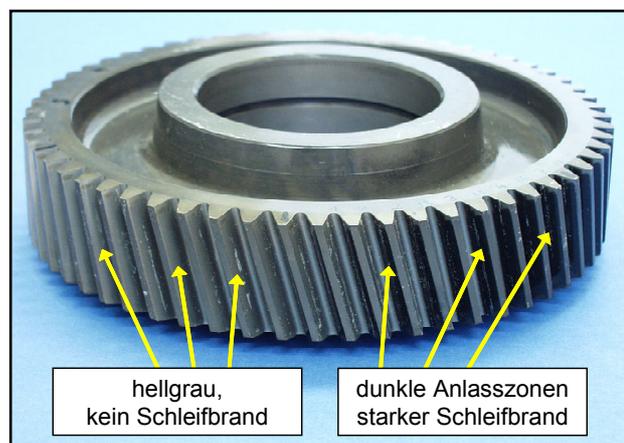


Bild 13 Profilformgeschliffenes Zahnrad, Schleifbrandnachweis durch Nitalätzung

mit starkem Schleifbrand der Zahlenwert 2, den schleifbrandfreien Zahnflanken der Zahlenwert 1 zugeordnet wurde. Zur Absicherung des Untersuchungsergebnisses wurden anschließend weitere, in der Kalibrierung nicht berücksichtigte Zahnflanken, zerstörungsfrei geprüft, wobei die eindeutige Trennung der beiden vorliegenden Randzonenzustände erkennbar wird.

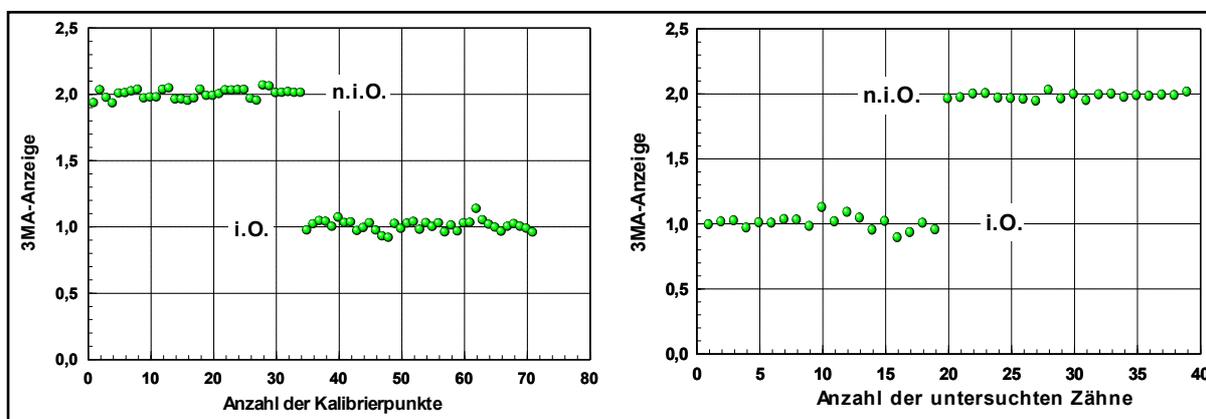


Bild 14 Kalibrierung des 3MA-Systems nach erfolgter Nitalätzung (links), 3MA-Schleifbrandprüfung an weiteren Zahnflanken mit (n.i.O.) und ohne (i.O.) Schleifbrand

Im Rahmen dieser Untersuchungen konnte außerdem nachgewiesen werden, dass die durch Schleifbrand beeinflussten Randzoneneigenschaften über der Zahnflanke sehr inhomogen sein können, obwohl dies im Ätzbild nur sehr schwer durch das unterschiedliche Anätzverhalten verschieden stark geschädigter Flankenbereiche zu erkennen ist.

Auch an Lagerringen, die bei renommierten Wälzlagerherstellern aus der laufenden Fertigung entnommen wurden, wurden zerstörungsfreie 3MA-Untersuchungen durchgeführt. Für die Kalibrierung des Prüfsystems standen Lagerringe zur Verfügung, an deren Bord anhand einer routinemäßig durchgeführten Nitalätzung (**Bild 15**) unterschiedlich starke Schleifbrandzustände ermittelt und den folgenden Qualitätsklassen zugeordnet wurden:

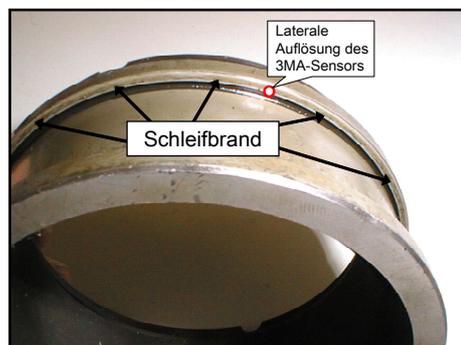


Bild 15 Nitalätzung an Lagerringen

Zustand 1	Oberfläche nicht verfärbt	kein Schleifbrand
Zustand 2	Oberfläche leicht verfärbt	leichter Schleifbrand
Zustand 3	Oberfläche stark verfärbt	starker Schleifbrand

Für die 3MA-Messung wurde ein, speziell auf den Lagerbord angepasster Sensor mit einer lateralen Auflösung von ca. 1 mm entwickelt und aufgebaut. Die Kalibrierung des 3MA-Sensors erfolgte durch Messungen an zwei Lagerringen die alle drei unterschiedlichen Schleifbrandzustände aufwiesen. Die bei der Kalibrierung errechnete Approximationsfunktion erreichte dabei ein Bestimmtheitsmaß von $R^2(\text{adj.}) = 99\%$.

Um die Aussagekraft der zerstörungsfreien Prüftechnik zu beurteilen, wurden an den restlichen Lagerringen, deren Ätzbefund nicht für die Kalibrierung verwendet wurde, weitere Messungen durchgeführt und das Ergebnis der Nitalätzung verifiziert. Dabei wurden die Lagerringe jeweils um 40° weitergedreht und die Messung gestartet.

Bild 16 zeigt das Messergebnis an drei Wälzlageringerringen in Polarkoordinatendarstellung. Es ist ersichtlich, dass die drei untersuchten Lagerringe eindeutig unterschiedlichen Schleifbrandzuständen zugeordnet werden können und dass in Umfangsrichtung starke Schwankungen im Randzonenzustand vorliegen können. Durch nachträglich durchgeführte röntgenographische Eigenspannungsmessungen konnte die Zuordnung der Lagerringe zu den drei verschiedenen Randzonenzuständen bestätigt werden. Bei den Ringen mit dem Zustand 1 wurden Druckeigenspannungen von rund -80 MPa gemessen. Die Zustände 2 und 3 wiesen dagegen Zugeigenspannungen von +40 bzw. +200 MPa auf.

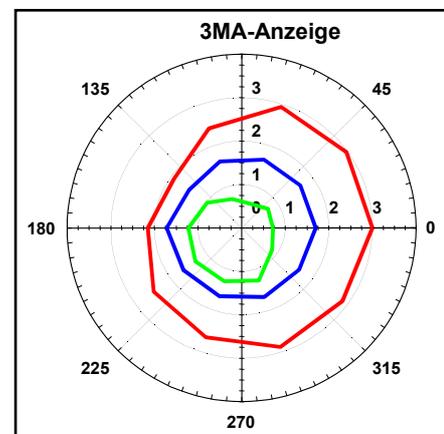


Bild 16 3MA-Messungen an Lagerringen:
Anzeige 1: kein Schleifbrand
Anzeige 2: leichte Anlasszonen
Anzeige 3: starke Anlasszonen

Wie oben beschrieben ist eine quantitative Beschreibung der Veränderungen der mechanischen Eigenschaften und der Eigenspannungen in der Randzone nur dann möglich, wenn wie im 3MA-Prüfsystem mehrere mikromagnetische Prüfgrößen kombiniert werden. Nach der Kalibrierung können dann Absolutwerte der Härte und Eigenspannungen in verschiedenen Werkstofftiefen simultan ermittelt werden. Um die geschliffene Randzone qualitativ zu beurteilen, reicht oftmals schon die Beobachtung der Veränderung von einzelnen Prüfgrößen der mikromagnetischen Verfahren.

Nachteil dieser Kalibrier- und Prüfmethode ist, dass keine eindeutige Aussage darüber getroffen werden kann, ob die Veränderung einer mikromagnetischen Prüfgröße auf die Zunahme von Zugeigenspannungen oder auf eine Gefügeveränderung in der geschliffenen Randzone zurückzuführen ist. Eine Trennung von Eigenspannungs- und Gefügeeinfluss ist auf Basis solcher Prüfstrategien nicht möglich.

Eine besonders empfindliche mikromagnetische Prüfgröße zur qualitativen Bestimmung von Schleifbrandschädigungen ist M_{\max} , die Amplitude des Barkhausenrauschens. Üblicherweise zeigen die gemessenen M_{\max} -Werte mit abnehmender Härte und zunehmenden Zugeigenspannungen einen steigenden Trend. Daher wächst M_{\max} mit zunehmender Schleifbrandschädigung kontinuierlich an. Tritt allerdings eine Neuhärtung auf, so fällt M_{\max} wieder ab.

In der industriellen Anwendung kommen vermehrt Prüfsysteme zum Einsatz, mit denen eine qualitative Schleifbranderkennung anhand von M_{\max} erfolgt. Diese Prüfgröße wird z. B. vom Rollscan-Gerät der Fa. Stresstech GmbH ermittelt. Die Amplitude des Barkhausenrauschens ist aber auch eine der Prüfgrößen des 3MA-Prüfsystems. Durch die Korrelation zwischen dieser mikromagnetischen Prüfgröße, d.h. der Barkhausenrauschamplitude, und dem Randzonenzustand nach dem Schleifen können

mit solchen Prüfsystemen qualitative Aussagen zum Randzonenzustand im Vergleich zu einer unbeeinflussten Referenzvariante abgeleitet werde. Eine quantitative Ermittlung von Härte- und Eigenspannungswerten ist damit jedoch zunächst nicht möglich.

Im Rahmen speziell durchgeführter Voruntersuchungen zur vorliegenden Arbeit wurden an der Forschungsstelle (FZG) Prüfräder aus bereits abgeschlossenen Untersuchungen (Laufversuche im Zahnradverspannungsprüfstand) zur gezielten Erzeugung von unterschiedlichen Randzonen- d.h. Schleifbrandzuständen nachgeschliffen. Die nachbearbeiteten Prüfräder entsprechen in der Verzahnungsgeometrie den Vorgaben an ein Standard-Referenz-Prüfrad der DIN 3990 ($m_n = 4,5$ mm, $z = 24$, $b = 14$ mm). Die Prüfräder wurden ursprünglich in einer größeren Charge von einem renommierten Zahnradhersteller unter praxisüblichen Vorgaben gefertigt. Werkstoff (16MnCr5) und Wärmebehandlung erfüllen die Anforderungen an einsatzgehärtete Zahnräder der Qualität MQ nach [3]. Das „Nachschleifen“ der Zahnflanken erfolgte an der Forschungsstelle im Teilwälzschleifverfahren, wobei Schleifparameter und Schleifbedingungen gezielt hinsichtlich der Erzeugung von Schleifbrandzonen variiert wurden. **Bild 17** zeigt beispielhaft unterschiedliche Schleifbrandzustände an ausge-

wählten Zahnflanken nach der Nitalätzung im Standardverfahren nach [19]. Bei der im Bild links dargestellten Zahnflanke handelt es sich um ein nicht nachgeschliffenes Zahnrad.

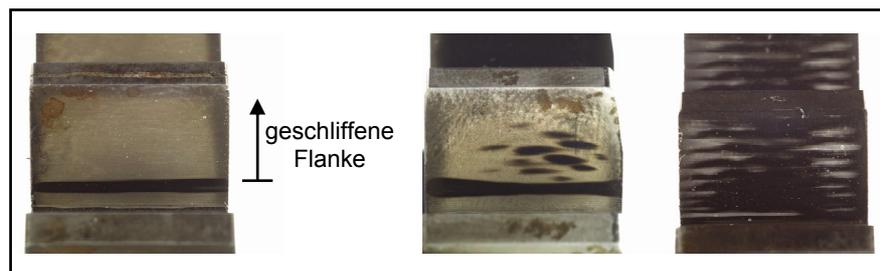


Bild 17 Unterschiedliche Schleifbrandzonen und -zustände an nachgeschliffenen Prüfradflanken (links: nicht nachgeschliffenes Referenz-Zahnrad)

In **Bild 18** ist die Gefügeaufnahme der geschädigten Randschicht dargestellt, in der ebenfalls eine dunkel erscheinende, angelassene Zone, die sich bis in einen Tiefenbereich von rund 0,4 mm erstreckt, deutlich erkennbar ist. Es handelt sich dabei um die in **Bild 17** in Bildmitte dargestellte Zahnflanke, die ergänzend metallographisch untersucht wurde. Durchgeführte Härtemessungen an diesem Schliff belegen eine Minderung der Randhärte von 710 HV1 in den unbeeinflussten Bereichen auf 600 HV1 in den schleifbrandgeschädigten Zonen.

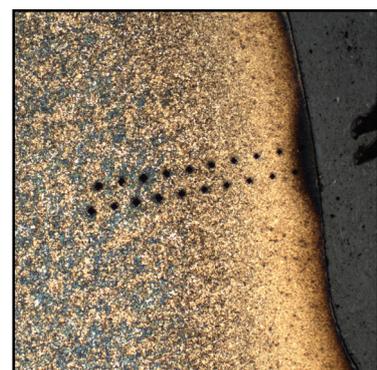


Bild 18 Gefügeaufnahme der Randzone mit Schleifbrandgeschädigung

Die Zahnflanken der Prüfräder wurden anschließend mit dem Rollscan-Gerät der Fa. Stresstech GmbH untersucht. Diese Messungen erfolgten bei der Fa. A. Friedr. Flender GmbH, Bocholt unter industriellen Rahmenbedingungen. Das verwendete zerstörungsfreie, mikromagnetische Prüfverfahren basiert auf der Analyse des Barkhausenrauschsignals und wird bereits vielfach in der industriellen Anwendung zur qualitativen Schleifbrandprüfung eingesetzt.

Bild 19 zeigt beispielhaft einen Anwendungsfall aus der industriellen Praxis bei dem eine automatisierte, zerstörungsfreie Prüfung von Tellerrädern mit dem Rollscan-Gerät durchgeführt wird.

Die Messergebnisse an den untersuchten Prüfrädern sind in **Bild 20** dargestellt.

Im oberen Bildteil sind die Verläufe der Barkhausenrauschamplitude über der Zahnbreite von drei ausgewählten Prüfrädern ersichtlich. Die Messungen erfolgten hier jeweils an den Linksflanken aller 24 Zähne der Prüfräder. Es ist ersichtlich, dass das nicht nachgeschliffene Referenz-

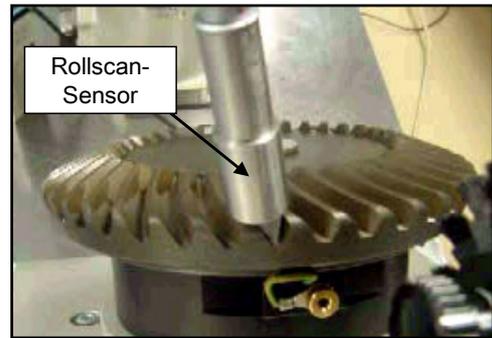


Bild 19 Zerstörungsfreie Schleifbrandprüfung in der industriellen Anwendung, hier: robotergesteuerte Schleifbrandprüfung mittels Rollscan (Fa. Stesstech) an einem Tellerrad

Zahnrad an allen Flanken auch bei dieser Prüfmethode einen vergleichbaren Randzonenzustand aufweist. Am Zahnrad Nr. 31957 wurden dagegen an einzelnen Zahnflanken deutlich höhere Werte der Barkhausenrauschamplitude ermittelt. Der Streubereich der mikromagnetischen Messgröße über dem Zahnradumfang ist im Vergleich zum Referenz-Zahnrad wesentlich größer. Bei Zahnrad Nr. 31893 ist für einzelne Flanken nochmals eine deutliche Zunahme des Barkhausenrauschens festzustellen. Eine Steigerung des Absolutwertes um bis zu 300% im Vergleich zum Referenz-Zahnrad ist ersichtlich. Nach Prüferfahrung des Industriepartners ist für das Zahnrad Nr. 31957 ein leichter bis mittlerer Schleifbrandzustand, für das Zahnrad Nr. 31893 ein starker Schleifbrand bis hin zur Neuhärtung zu erwarten.

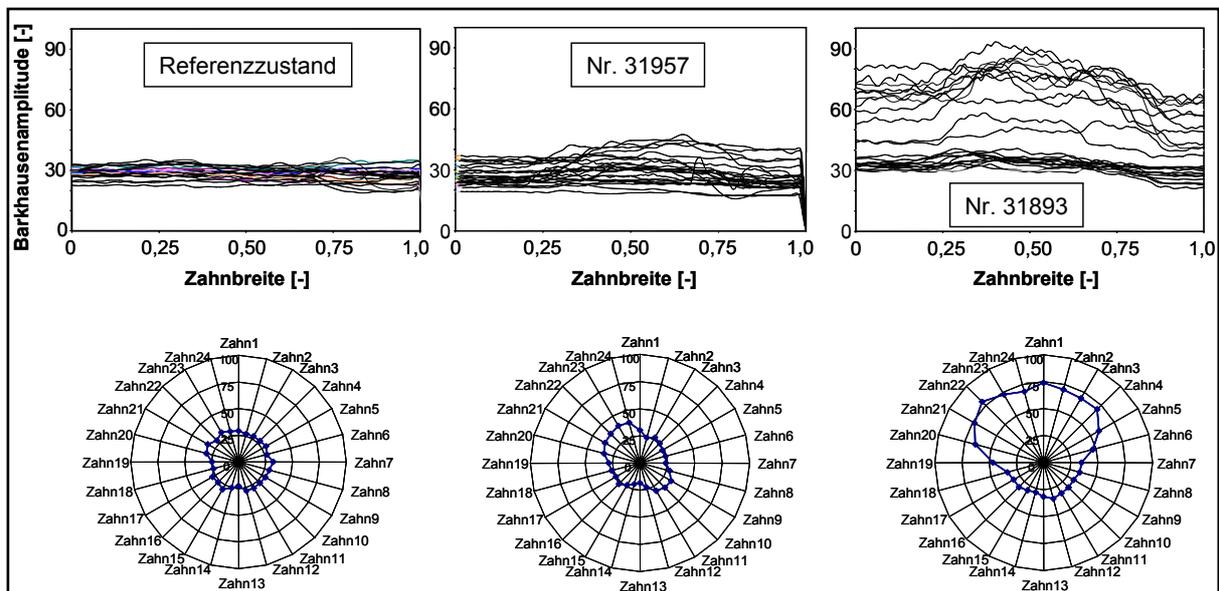


Bild 20 Untersuchungsergebnisse zur Schleifbrandprüfung an Prüfwheeln mit unterschiedlicher Schleifbrandschädigung mittels Rollscan-Gerät der Fa. Stesstech GmbH

Im unteren Bildteil sind vergleichend die Mittelwerte je Zahnflanke in Polardarstellung wiedergegeben. Diese verdeutlichen, dass entsprechend den unterschiedlichen Schleifbedingungen bestimmte Zahnflanken über den Radumfang deutliche Abweichungen aufweisen. Die Messergebnisse stehen insgesamt in Übereinstimmung mit den Ergebnissen der Nitalätzung.

Im Rahmen der aktuellen FVA-Forschungsstudie 293 III [99] werden die Möglichkeiten, Grenzen und Einsatzgebiete der mikromagnetischen Barkhausen-Rauschanalyse untersucht. Fernziel der Studie ist die Erstellung einer Richtlinie zum Einsatz der Barkhausen-Rauschanalyse bei der Schleifbrandprüfung in der Antriebstechnik.

2.3 Einfluss der Randzoneneigenschaften auf die Flankentragfähigkeit von Zahnrädern

Die in DIN 3990, Teil 5 [3] und ISO 6336-5 [18] belegten Festigkeitskennwerte einsatzgehärteter Zahnräder gelten für gewisse Mindestanforderungen an Werkstoffqualität und Wärmebehandlung. In Abhängigkeit der Qualitätsstufe sind u.a. Angaben zur Randhärte am Bauteil, zur Randzone im Fertigungszustand, zu Oberflächenrissen und Schleifbrand (s.a. **Bild 21**) gegeben.

Nach DIN 3990 [3] sind für die Qualitätsstufen MQ und ME weder Schleifrisse noch Schleifbrand zulässig. Für die Qualitätsstufe ML liegen keine Vorschriften zur Schleifbrandprüfung vor.

Nach ISO 6336-5 [18] sind dagegen - bei ansonsten weitestgehend gleichen Anforderungen und unter Angabe gleicher Festigkeitsgrenzwerte - Einflüsse infolge der Schleifbearbeitung in begrenztem Umfang zulässig. Für die Qualität MQ ist danach auf Basis der Nitalätzung und Bestimmung des Schleifbrandzustandes nach [19] ein Anlasseffekt der Stufe FB2, für die Qualität ME der Stufe FB1 erlaubt. Für die Qualität ML wird der Schleifbrandzustand FB3 zugelassen.

Für die Qualitätsstufen MQ und ME ist in beiden zitierten Normen [3], [18] eine stichprobenartige Schleifbrandprüfung vorgeschrieben. Dabei werden neben dem Standardverfahren, der Nitalätzung, auch andere zur Schleifbranderkennung geeignete Prüfverfahren, die in Absprache mit dem jeweiligen Auftraggeber angewendet werden können, erwähnt aber nicht näher spezifiziert. Die Prüfung bei Qualität ML wird in [18] zwar empfohlen aber nicht gefordert.

Anforderung	ML	MQ	ME
Schleifbrandprüfung: Nitalätzung oder geeignetes zerstörungsfreies Prüfverfahren	keine Vorschrift	Schleifbrand nicht zulässig, Prüfung an Stichproben	wie MQ
Requirement	ML	MQ	ME
Grinding temper control using nital etch in accordance with ISO 14104	Grade B temper permitted on 100% of functional area (FB3), statistical inspection recommended but not required.	Grade B temper permitted on 25% of functional area (FB2), statistical inspection required. If outside specification, salvage may be possible by controlled shot-peening, with the agreement of the customer.	Grade B temper permitted on 10% of functional area (FB1), 100% inspection by ISO 14104. Statistical inspection depending on lot size acceptable.

Bild 21 Angaben bezüglich Schleifbrand aus DIN 3990-5 [3] (oben) und ISO 6336-5 [18] (unten)

Beide Normen [3], [18] enthalten keine Angaben zur Flankentragfähigkeit bei Abweichungen von den geforderten Kennwerten, z.B. bei Unterschreiten der Mindest-Randhärte. Insbesondere fehlen auch Aussagen zum Einfluss des Eigenspannungszustands auf die Flankentragfähigkeit.

In der ISO 6336-5 [18] erfolgt zusätzlich der Hinweis, dass bei Überschreiten der zulässigen Grenzwerte hinsichtlich Schleifbrand, ein kontrolliertes Kugelstrahlen als Reparaturmaßnahme Anwendung finden kann.

In der allgemeinen Fachliteratur [69], [79] finden sich in der Regel nur Hinweise, dass ungünstige Schleifbedingungen, die zu Schleifbrand oder Schleifrissen führen, die Grübchentragfähigkeit deutlich mindern können und daher vermieden werden sollten. Dabei werden Druckeigenspannungen im Allgemeinen als positiv angesehen, da sie zu einer Erhöhung der Belastbarkeit führen. Zugeigenspannungen, die durch die Randzonenbeeinflussung beim Schleifen entstehen können, bewirken dagegen eine Minderung der Flankentragfähigkeit. Eine Korrelation einzelner, durch den Schleifprozess beeinflusster Randzonenkennwerte mit der Grübchentragfähigkeit ist nicht belegt.

Im experimentellen Teil des Forschungsvorhabens Nr. 3 der FVA [64] wurden einsatzgehärtete Zahnräder unter Variation der Schleifbedingungen hergestellt, mit dem Ziel unterschiedliche Schleifschäden zu erzeugen. **Bild 22** zeigt die Ergebnisse der Tragfähigkeitsuntersuchungen im Laufversuch die belegen, dass stärker werdender Schleifbrand zu einem zunehmenden Abfall der Flankentragfähigkeit führt. An Prüfrädern mit Schleifbrand traten dabei insbesondere frühzeitiger, starker Reibverschleiß sowie starke plastische Verformung in Wälzkreishöhe auf. Die Ermittlung und Dokumentation der Randzoneeigenschaften entspricht dem damaligen Stand der Technik. Eine weitergehende Beurteilung der einzelnen Randzonenkennwerte und deren Einfluss auf die Flankentragfähigkeit werden nicht gegeben.

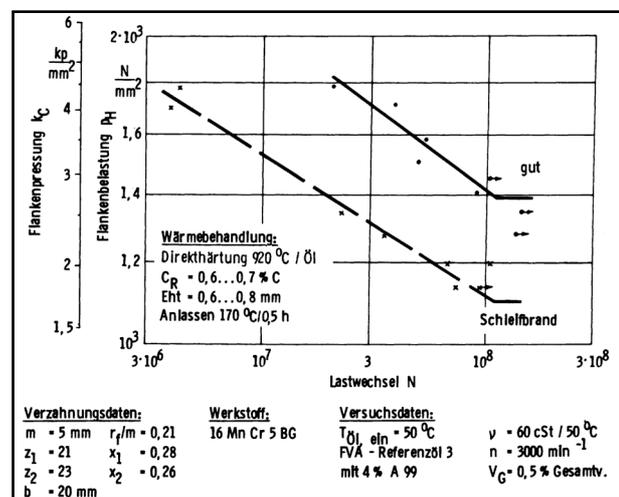


Bild 22 Minderung der Zahnflankentragfähigkeit durch Schleifbrand [64]

Im Forschungsvorhaben Nr. 185 der FVA [61] wurde der Einfluss des Kugelstrahlens auf die Zahnflankentragfähigkeit einsatzgehärteter Zahnräder untersucht. Dabei wurden auch Versuche zur Überprüfung des Kugelstrahlens als Reparaturverfahren bei einer Schleifbrandschädigung durchgeführt. Die Untersuchungen zur Flankentragfähigkeit erfolgten an geradverzahnten Prüfrädern der Baugröße Modul $m_n = 5$ mm im Laufprüfstand. Als Zahnradwerkstoff kam der Einsatzstahl 16MnCr5 zum Einsatz, die Prüfräder wiesen einen relativ hohen Restaustenitgehalt (rund 40%) auf. An den ungeschädigten geschliffenen Prüfvarianten wurde ein Ansteigen der Grübchentragfähigkeit nach der Kugelstrahlbehandlung in Abhängigkeit der Strahlparameter hauptsächlich im Zeitfestigkeitsbereich festgestellt. Dies wird auf das Einbringen hoher Druckeigenspannungen, eine Steigerung der Randhärte sowie der Minderung des

Restaustenitgehaltes infolge des Kugelstrahlens zurückgeführt. Gleichzeitig traten in den Versuchen jedoch vermehrt starke Auskolkungen in Form von Graufleckigkeit auf. Es wird darauf hingewiesen, dass für eine weitere, deutliche Verbesserung der Zahnflankentragfähigkeit durch Kugelstrahlen eine zusätzliche Feinstbearbeitung der Flanken nach der Strahlbehandlung (z.B. Honen) erforderlich ist.

Die Ergebnisse der Tragfähigkeitsuntersuchungen sind vergleichend in **Bild 24** zusammengefasst. Danach weisen die schleifbrandgeschädigten Verzahnungen gegenüber den ungeschädigten Verzahnungen insbesondere eine geringere dauerhaft ertragbare Zahnflankenpressung auf. Die Schäden traten dabei fast ausnahmslos an den am stärksten geschädigten Zahnflanken auf. Durch ein zusätzliches Kugelstrahlen

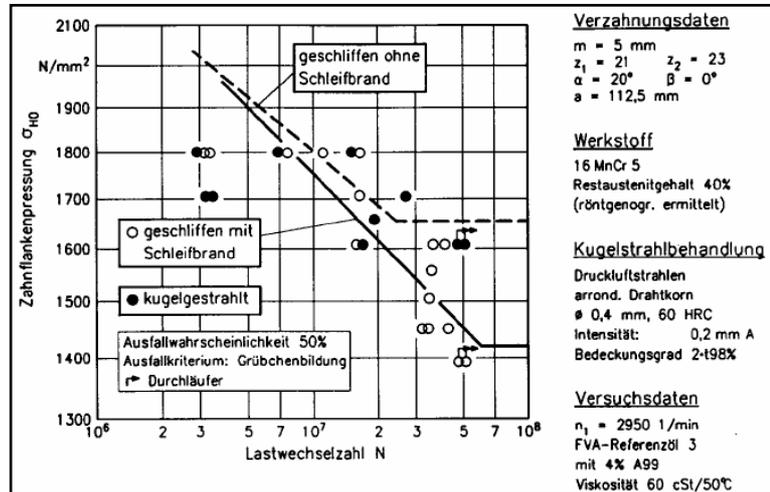


Bild 24 Zahnflankentragfähigkeit schleifbrandgeschädigter Verzahnungen vor und nach einer zusätzlichen Kugelstrahlbehandlung im Vergleich zur Tragfähigkeit ungeschädigter Verzahnungen [61]

wurden die dauerhaft ertragbaren Pressungen wieder auf ein Niveau angehoben, das in etwa dem der geschliffenen Verzahnungen ohne Schleifbrand entspricht. Es wird festgestellt, dass jedoch große Streuungen in den einzelnen Versuchspunkten auftraten, was auf die für den Anwendungsfall ungünstigen Strahlbedingungen zurückgeführt wird.

Zum Einfluss des Kugelstrahlens auf die Randzoneigenschaften bei einer vorliegenden Schädigung infolge ungünstiger Schleifbedingungen wurden in [61] vergleichende Untersuchungen durchgeführt. **Bild 23**

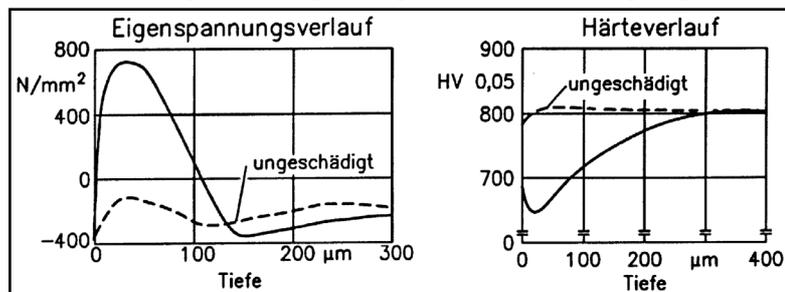


Bild 23 Vergleich von Eigenspannungs- und Härtetiefenverlauf eines schleifbrandgeschädigten und eines ungeschädigten Prüfrades [61]

belegt, dass die schleifbrandgeschädigten Prüfräder hohe Zugeigenspannungen und eine verminderte Randhärte in der geschädigten Zone aufweisen. Schleifrisse wurden nicht festgestellt.

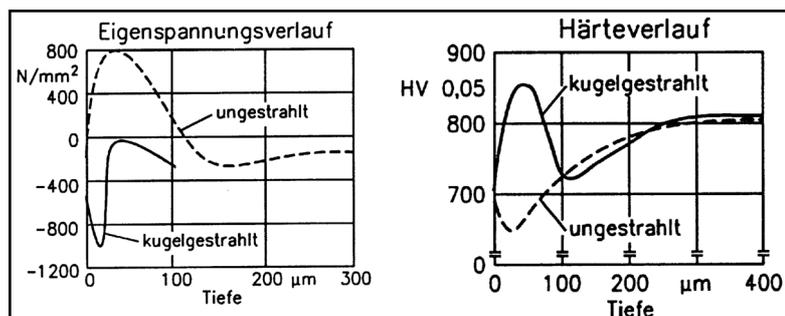


Bild 25 Eigenspannungs- und Härtetiefenverlauf eines schleifbrandgeschädigten Prüfrades vor und nach dem Kugelstrahlen [61]

Durch zusätzliches Kugelstrahlen einiger geschädig-

ter Prüfräder wurden die beim Schleifen thermisch eingebrachten Zugeigenspannungen in der Randzone in hohe Druckeigenspannungen umgewandelt und die Oberflächenhärte deutlich angehoben (**Bild 25**). Die Untersuchung der Randzonenkennwerte, d.h. Härte- und Eigenspannungsmessungen erfolgten in [61] mittels zerstörenden metallographischen bzw. röntgenographischen Verfahren.

2.4 Weiterführende Untersuchungen zum Einfluss der Randzoneneigenschaften auf die Bauteiltragfähigkeit

Mehrere Arbeiten beschäftigen sich grundsätzlich mit Ermüdungsprozessen bei Wälz-/Gleitbeanspruchung in Zusammenhang mit den oberflächennahen Randzoneneigenschaften des Bauteilwerkstoffes. Hähl et al berichten in [40] von strukturellen Änderungen bei der Überrollung von thermisch vorgeschädigten Wälzelementen. Untersucht wurden dabei bombierte Zylinderrollen, an denen eine gezielte lokale Vorschädigung oberflächennaher Rollenbereiche mit Hilfe eines erwärmten Heizdrahtes eingebracht wurde. Diese Beeinflussung führte zu einer Minderung der Härte und der Ausbildung von starken Zugeigenspannungen in den geschädigten Bereichen. In den anschließenden Rollenversuchen wurden vergleichend die infolge des Hertzschen Wälzkontaktes auftretenden mikrostrukturellen Änderungen in geschädigten und ungeschädigten Bereichen untersucht. Dabei zeigen sich insbesondere hinsichtlich der Eigenspannungs- und Halbwertsbreitenänderungen über der Laufzeit charakteristische Unterschiede. Unter Berücksichtigung des mehrachsigen Spannungszustandes im Wälz-/Gleitkontakt wurde auf Basis des Konzepts der örtlichen Dauerfestigkeit ein Rechenansatz zur Abschätzung der Tragfähigkeit erarbeitet. Die Eigenspannungen werden dabei auf der Beanspruchbarkeitsseite des Werkstoffes ähnlich wie Mittelspannungen behandelt. Die Ergebnisse belegen, dass der Werkstoffwiderstand gegen Ermüdung dabei signifikant von den unterschiedlichen Eigenspannungszuständen beeinflusst wird.

Zu ähnlichen Aussagen gelangen Dorn et al in [30]. Hier erfolgten Untersuchungen an Innenringen von Schrägkugellagern, in die durch Zufuhr von thermischer Energie lokale Störstellen mit Anlasseffekten eingebracht waren. In Überrollungsversuchen wurde in den thermisch beeinflussten Zonen eine deutliche plastische Verformung festgestellt. Auftretende Pittingschäden hatten ihren Ausgangspunkt immer im Bereich der angelassenen Zonen. Dies wird auf die gegenüber den thermisch nicht beeinflussten Bereichen geringeren Druckeigenspannungen zurückgeführt, die bei der Überlagerung mit Lastspannungen zu einer höheren Beanspruchung in den thermisch beeinflussten Bereichen führen.

Untersuchungen zum Einfluss der Oberflächenhärte auf die Wälzfestigkeit wurden von Tauscher und Stecher [100] durchgeführt. Dabei wurden Proben, die nach dem Einsatzhärten zur Erzeugung unterschiedlicher Oberflächenhärtewerte unterschiedlich hoch angelassen wurden, im Rollenprüfstand untersucht. Die Ergebnisse bele-

gen, dass die ertragbare Wälzbelastung an den Rollen aus Stahl C15 und 20MoCr5 mit sinkender Oberflächenhärte im Bereich von 60...50 HRC kontinuierlich abnimmt.

In verschiedenen Arbeiten wurden Analysen zur Beanspruchbarkeit des Werkstoffes im Wälzkontakt entwickelt. Die entwickelten Berechnungsmodelle basieren dabei entweder auf theoretischen mechanischen Grundgesetzmäßigkeiten oder auf experimentellen Versuchsergebnissen. In verschiedenen Publikationen [34], [53], [112] werden die Betrachtungen von Melan [74] und Koiter [62] als Grundvoraussetzung für die Beschreibung des experimentell bekannten Einlaufverhaltens bei Wälzbeanspruchung als Shakedownprozess herangezogen.

Unabhängig von der Beurteilung einer Wälzfestigkeit lieferten Melan [74] und Koiter [62] anhand des 1. und 2. Shakedowntheorems den mathematischen Beweis, dass es einen Grenzwert für die angreifende Wälzbelastung gibt, unterhalb dessen mögliche Dehnungsanteile der ersten Überrollungszyklen durch stattfindende Eigenspannungsänderungen gegen null laufen. Die neuen Eigenspannungen werden dabei durch plastische Dehnungen erzeugt.

Kapoor und Williams [56] unterteilen den Shakedown d.h. das Einlaufverhalten eines Werkstoffes im Wälzkontakt in einen elastischen und einen plastischen Prozess. Beim elastischen Shakedown wird eine anfänglich örtliche Plastifizierung zugelassen, die aber durch Eigenspannungsänderungen und wenn möglich durch eine Verfestigung des Werkstoffes vollständig abgebaut wird. Unter dem plastischen Shakedown wird ein stationärer Werkstoffzustand unter elastisch-plastischen Dehnungszyklen beschrieben, bei dem die plastischen

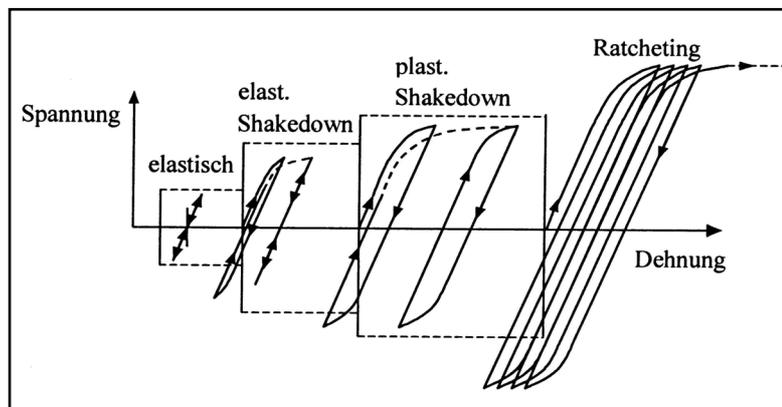


Bild 26 Beanspruchungsbereiche bei Wälzkontakt nach [56]

Dehnungsanteile nicht aufsummiert werden (**Bild 26**).

Der Bereich des plastischen Shakedown stellt aus verschiedener Sicht ein problematisches wie auch praktisch relevantes Problem dar. Da in den meistens Fällen die zyklischen Dehngrenzen unterhalb der statischen Fließgrenzen liegen, ist nach einem elastischen Shakedown nicht auszuschließen, dass es aufgrund von Entfestigungsprozessen zu einer neuerlichen Plastifizierung kommt. Dabei stellt sich die Frage, ob eine wiederholte plastische Deformation doch zu einer Schädigung des Bauteils, d. h. zu einer nicht mehr geometrisch korrekten Form oder zu einer Anrissbildung im beanspruchten Werkstoffvolumen führen kann. In eine Vielzahl veröffentlichter Versuchsergebnisse zur Wälzfestigkeit wird dies aufgrund von irreversiblen Werkstoffveränderungen nach einer zyklischen Wälzbeanspruchung belegt.

Voskamp [109] führte Untersuchungen zu Gefügeänderungen im Wälzkontakt an gehärteten und angelassenen Innenringen von Rillenkugellager aus 100Cr6 durch. Dabei wird aufgezeigt, dass mikrostrukturelle Veränderungen im Werkstoff während des Wälzkontaktes immer mit einer Änderung des Eigenspannungszustandes unterhalb der Bauteiloberfläche zusammenhängen und dadurch signifikant die dynamische Festigkeit des Bauteils beeinflussen.

Hinsichtlich Gefüge- und Eigenspannungsänderungen lassen sich mikrostrukturelle Veränderungen während des Wälzkontaktes nach [109] in drei Phasen einteilen. In der ersten sogenannten „shakedown-“ bzw. Einlaufphase erfolgt eine Teiltransformation des Restaustenits in Martensit und eine Verfestigung des Werkstoffes unterhalb der Oberfläche durch lokale mikroplastische Verformungen. Dabei wandeln sich die im Lagerring aufgrund der Bearbeitung vorliegenden leichten Zugeigenspannungen bereits nach ca. 10^6 Überrollungen in Druckeigenspannungen von rund -400 N/mm^2 um.

Mit der zweiten Phase folgt eine Stabilitätsphase mit einem vorwiegend elastischen Werkstoffverhalten ohne signifikante mikrostrukturelle Veränderungen.

Die dritte Phase, auch Instabilitätsphase genannt, führt schließlich bei relativ hoher Lastspielzahl ($N > 10^8$) zum Ausfall des Lagerringes. In dieser Phase kommt es zu entscheidenden mikrostrukturellen Veränderungen in der beanspruchten Randzone, die durch einen starken Zerfall von Martensit und Restaustenit und der Ausbildung hoher Druckeigenspannungen gekennzeichnet sind.

Gefügeänderungen die sich während des Überrollens ergeben, lassen sich nach [109] metallographisch anhand sogenannter „dark etching regions“ (DER) nachweisen, die auf eine erhöhte Kohlenstoffdiffusion im Werkstoff aufgrund von Temperaturspitzen bei der Überrollung zurückzuführen sind.

Bader [22] führte auf Basis von theoretischen Überlegungen zur Charakterisierung der Wälzbeanspruchung von Gradientenschichten experimentelle Untersuchungen im Zweiseibenprüfstand und im ZF-Rollenprüfstand an nitrierten Proben aus dem Werkstoff 31CrMoV9 durch. Anhand der Versuchsergebnisse wird festgestellt, dass randzonennahe Gradientenschichten, durch metallographisch nachgewiesene, hohe plastische Verschiebungen, die nicht zum Ausfall der Proben innerhalb der Prüfzyklen führten, eine höhere Belastbarkeit des Grundmaterials ermöglichen. Diese plastischen Verschiebungen die sich nach [22] im Anschluss an eine Einlaufphase in einem sogenannten Ratcheting-Prozess, d.h. durch das Aufsummieren der plastischen Dehnungen bei jeder Überrollung ergeben (siehe auch **Bild 26**), müssen für Wälzfestigkeitsprognosen berücksichtigt werden. Dabei besitzen Schlupf und Reibungskräfte einen signifikanten Einfluss auf das Ratcheting.

Es wird festgestellt, dass die Beurteilung der Wälzfestigkeit in einem festen Zusammenhang zu der Beobachtung steht, dass in der Einlaufphase oder genauer in den ersten Zyklen des Wälzkontaktes eine lokale Plastifizierung des Werkstoffes stattfindet, die nicht zu einer Schädigung führen muss. Daraus wird geschlossen, dass die ertragbaren Belastungen im Wälzkontakt zu wesentlich höheren Spannungen im

Werkstoff führen können als bei Biegewechsel-, Zugwechsel oder Umlaufbiegeversuchen auf dem jeweiligen Dauerfestigkeitsniveau.

Oster behandelt in [46] den Beanspruchungszustand der belasteten Zahnflanke. Es wird gezeigt, dass nach dem dort beschriebenen Modellansatz ein vorgegebener Eigenspannungszustand die Randspannungen, die als maßgebend für die Flanken-tragfähigkeit angesehen werden, signifikant beeinflussen kann.

Auf Basis der von Oster [82] entwickelten Berechnungsansätze wurden von Tobie [108] und Herrter [42] umfangreiche theoretische Untersuchungen zum lokalen Beanspruchungs- und Festigkeitszustand, sowohl unterhalb, als auch direkt an der Flankenoberfläche durchgeführt.

Eine Überprüfung der entwickelten Modellansätze unter Berücksichtigung von Werkstoffkennwerten, Eigenspannungsmessungen und Versuchsergebnissen belegt, dass die entwickelten Modellvorstellungen prinzipiell eine Deutung der ermittelten Versuchsergebnisse sowohl hinsichtlich der Flankentragfähigkeit als auch des Schadensgeschehens erlauben. Insbesondere der Einsatzhärtungstiefe und dem vorliegenden Eigenspannungszustand kommt danach eine maßgebende Bedeutung für den Festigkeits- bzw. den Beanspruchungszustand zu.

In Rahmen der FVA-Forschungsvorhaben [67] und [98] beschäftigten sich Laue, Krug und Stenico grundlegend mit den Einflüssen der Randzoneneigenschaften auf die Zahnfußtragfähigkeit. Die Ergebnisse sind jedoch aufgrund des grundsätzlich unterschiedlichen Beanspruchungs- und Schadensgeschehens im Zahnfuß und an der Zahnflanke nicht ohne weiteres auf die wälzbeanspruchte Zahnflanke übertragbar. Darüber hinaus beziehen sich diese Untersuchungen in der Regel auf den einsatzgehärteten Zahnfuß im ungeschliffenen Zustand.

Sowohl Kosche [65] als auch Schlattmeier [91] führten Untersuchungen zur Zahnfußtragfähigkeit von Zahnrädern mit geschliffener Zahnfußausrundung durch. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen

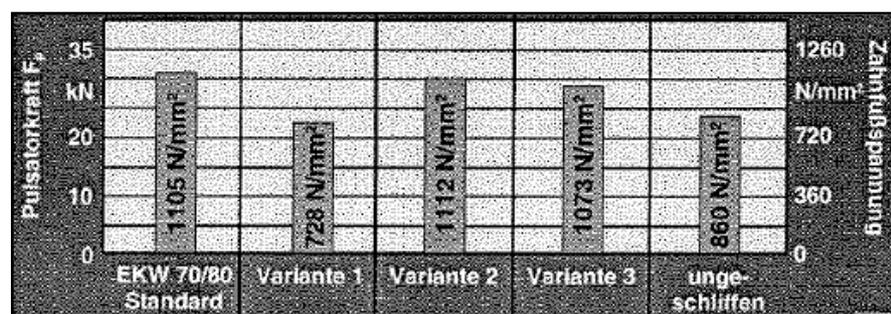


Bild 27 Einfluss der Randzoneneigenschaften auf die Zahnfußtragfähigkeit von Zahnrädern mit geschliffener Zahnfußausrundung, Variante 1: Zugeigenspannungen im Zahnfuß durch Gefügeschädigung [91]

belegen, dass bei einer Gefügebeeinflussung infolge der Schleifbearbeitung sowohl Härte als auch Eigenspannungszustand in der beeinflussten Randzone ungünstig verändert werden und zu einer deutlichen Minderung der Zahnfußtragfähigkeit führen (**Bild 27**).

3 Versuchsprogramm

Im experimentellen Teil der vorliegenden Arbeit wurden durch die gezielte Variation der Schleifparameter Prüfzahnräder mit unterschiedlicher Randzonenausbildung nach der Hartfeinbearbeitung der Zahnflanke hergestellt. Die erzeugten Randzonenkennwerte wurden messtechnisch erfasst und dokumentiert und die resultierende Flankentragfähigkeit der Prüfzahnräder in Laufversuchen ermittelt.

Die Hauptuntersuchungen zur Flankentragfähigkeit wurden dabei im FZG-Zahnradverspannungsprüfstand mit 91,5 mm Achsabstand durchgeführt. Vergleichsuntersuchungen am FZG-Kfz-Verspannungsprüfstand mit Achsabstand 75,6 mm sichern die Übertragbarkeit der erarbeiteten werkstoffmechanischen und messtechnischen Zusammenhänge auf Zahnräder kleinerer Baugrößenbereiche. Durch die gewählten Verzahnungen in Zusammenhang mit den verwendeten unterschiedlichen Einsatzstählen werden die Bedingungen der industriellen Anwendung sowohl im Industriegetriebe- als auch im Fahrzeuggetriebebau berücksichtigt.

Die Auslegung der Verzahnungsvarianten orientierte sich eng an den Geometrien der Prüfverzahnungen die im Rahmen der FVA-Forschungsvorhaben Nr. 8, 223 und 271 „Härte-tiefe“ [25] [59] [107] verwendet wurden. Für die gewählten Verzahnungsgeometrien liegt demnach eine umfangreiche Versuchserfahrung vor, welche die entsprechende Eignung dieser Prüfverzahnungen hinsichtlich Untersuchungen zur Flankentragfähigkeit im Laufversuch belegt.

Bild 28 zeigt die Radsätze der untersuchten Verzahnungsvarianten schematisch im Vergleich.

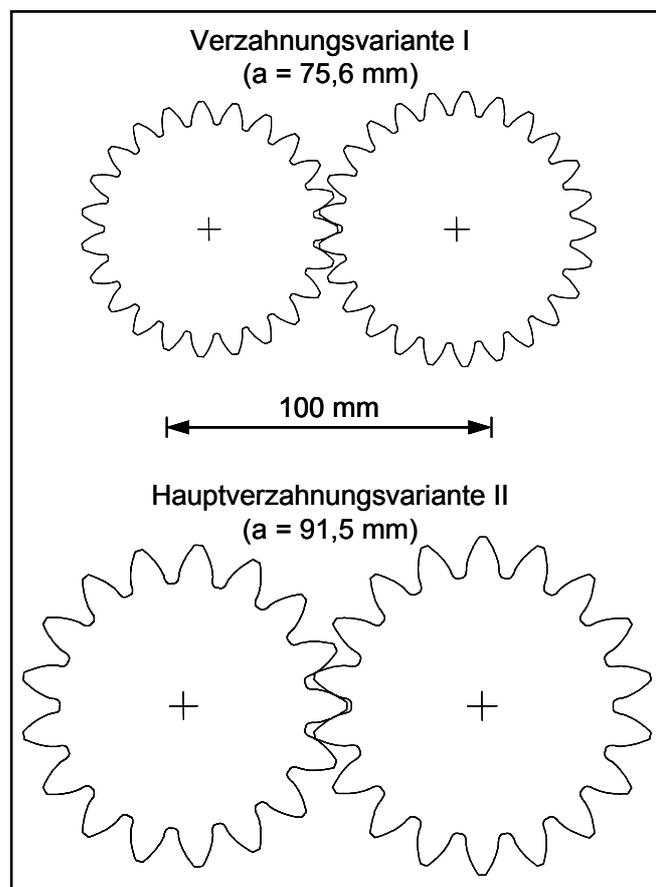


Bild 28 Prüfzahnradpaare der untersuchten Verzahnungsvarianten (schematisch)

3.1 Versuchsprogramm zur Ermittlung der Flankentragfähigkeit

In **Tabelle 1** ist das Versuchsprogramm der vorliegenden Forschungsarbeit zusammenfassend dargestellt.

Die Bezeichnung der unterschiedlichen Prüfvarianten ergibt sich dabei im Wesentlichen aus dem am Prüfritzel erzeugten Randzonenzustand nach dem Schleifen, der anhand des Ätzbildes in Anlehnung an ISO 14104 [19] ermittelt wurde und der jeweiligen Verzahnungsvariante.

Verzahnung Hauptgeometrie Werkstoff	I a = 75,6 mm; m _n = 3 mm; 16MnCr5				II a = 91,5 mm; m _n = 5 mm; 18CrNiMo7-6			
Zustand nach dem - Schleifen (nach [19]) ↓	A	B	D	E	A	B	D	E
F0	FA0-I	-	-	-	FA0-II	-	-	-
F1	-	-	-	-	-	FB1-II	-	-
F2	-	-	-	-	-	FB2-II	-	-
F3	-	-	FD3-I	-	-	FB3-II	FD3-II	FE3-II
Zusatzuntersuchungen:								
	Zustand nach dem Schleifen							
Kugelstrahlen	-	-	FD3K-I	-	-	FB2K-II	FD3K-II	FE3K-II
Graufleckentragfähigkeit	-				-	FB3G-II	-	FE3G-II
Profilformschleifen	-	FB2P-I	-	-	FA0P-II	-	FD3P-II	FE3P-II

Tabelle 1 Versuchsprogramm, grauhinterlegte Felder: Stichversuche

Entsprechend **Tabelle 1** wurden die grundlegenden Untersuchungen der vorliegenden Arbeit maßgebend an der Verzahnungsvariante II mit Modul $m_n = 5$ mm unter Verwendung des Werkstoffes 18CrNiMo7-6 durchgeführt. Dabei wurden Wöhlerlinien zur Grübchentragfähigkeit der unterschiedlichen Prüfvarianten ermittelt. Die Varianten FB1-II, FB2-II, FB3-II orientieren sich an den zulässigen Grenzwerten der aktuellen Norm ISO 6336 [18] für die Werkstoffqualitäten ME, MQ und ML. Zum Vergleich wurden eine Referenzvariante ohne erkennbare Randzonenbeeinflussung sowie Varianten mit stärkerer Randzonenschädigung (Klassen D und E nach [19]) untersucht. Darüber hinaus wurden vergleichend Stichversuche an Prüfvarianten mit einer zusätzlichen Kugelstrahlbehandlung der Zahnflanken durchgeführt und der Einfluss der Randzoneneigenschaften auf die Graufleckentragfähigkeit ergänzend an zwei weiteren Prüfvarianten ermittelt.

Um die Anwendung der Ergebnisse auch für den Bereich der Kfz-Getriebe sicherzustellen, wurden Stichversuche einer weiteren Verzahnungsvariante mit Modul $m_n = 3$ mm durchgeführt. Dabei wurden Randzonenzustände der Klassen A (keine Beeinflussung) und D (starke Beeinflussung), sowie der Einfluss einer zusätzlichen kontrollierten Kugelstrahlbehandlung untersucht.

In einer zweiten Phase der vorliegenden Arbeit wurde die Anwendbarkeit und Übertragbarkeit der erarbeiteten Grundgesetzmäßigkeiten an profilformgeschliffenen Zahnrädern in Stichversuchen überprüft. Der experimentell untersuchte Einfluss des Randzonenzustandes auf die Flankentragfähigkeit soll damit auch für das moderne, leistungsstarke Profilformschleifverfahren gewährleistet und damit die Praxisnähe der Ergebnisse auch aus fertigungstechnischer Sicht abgesichert werden.

Insgesamt ergab sich entsprechend **Tabelle 1** ein Prüfumfang von:

- 6 Wöhlerlinien und 3 Teilwöhlerlinien (Stichversuche im Bereich der Dauerfestigkeit) zur Grübchentragfähigkeit am Prüfstand mit Achsabstand $a = 91,5$ mm
- 3 Teilwöhlerlinien (Stichversuche im Bereich der Dauerfestigkeit) zur Grübchentragfähigkeit am Prüfstand mit Achsabstand $a = 75,6$ mm
- 15 Prüfläufe im Bereich der Dauerfestigkeit der Referenzvariante zur Ermittlung des Einflusses einer zusätzlichen Kugelstrahlbehandlung am Prüfstand mit Achsabstand $a = 91,5$ mm
- 5 Prüfläufe im Bereich der Dauerfestigkeit der Referenzvariante zur Ermittlung des Einflusses einer zusätzlichen Kugelstrahlbehandlung am Prüfstand mit Achsabstand $a = 75,6$ mm
- 4 bis 6 Prüfläufe zur Bestimmung der Graufleckentragfähigkeit am Prüfstand mit Achsabstand $a = 91,5$ mm (Versuchsbedingungen in Anlehnung an den Stufentest nach [33])

Die Verzahnungen wurden auf der Vor- und Rückflanke geprüft. Die dazu benötigte ausreichende Zahnfußtragfähigkeit wurde durch eine entsprechende Auslegung der Verzahnungsgeometrien sichergestellt.

3.2 Bezeichnung der Prüfvarianten

Zur eindeutigen Kennzeichnung der unterschiedlichen Prüfvarianten wurde eine systematische Bezeichnung eingeführt, die sich nach dem jeweiligen Randzonenzustand des Prüfritzels und der Verzahnungs- bzw. Werkstoffvariante richtet. Gegebenenfalls wird die Bezeichnung durch entsprechende Zusatzbuchstaben erweitert, welche die ergänzenden Untersuchungen beschreiben, für die die Prüfvariante vorgesehen ist.

In **Bild 29** ist die Systematik dargestellt mit der die Bezeichnung der einzelnen Prüfvarianten erfolgte.

Die ersten drei Zeichen beschreiben den Randzonenzustand der Prüfvarianten unter Angabe der Stärke und

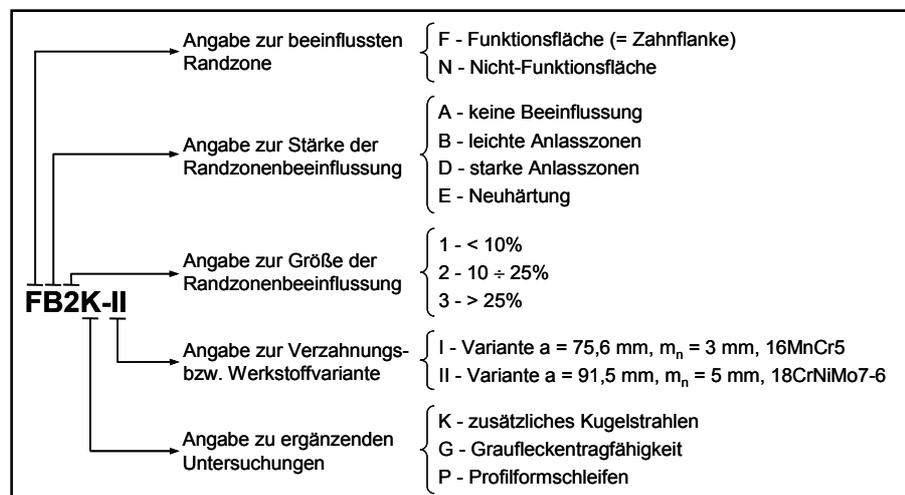


Bild 29 Bezeichnung der Prüfvarianten

Ausdehnung der Randzonenbeeinflussung, die anhand einer Nitalätzung nach ISO 14104 [19] ermittelt wurde. Das vierte Zeichen (optional) gibt Aufschluss über ergänzende Untersuchungen, die zusätzlich neben der Ermittlung der Grübchentragfähigkeit durchgeführt werden. Die nachgestellte Ziffer (I oder II) ist die Kennziffer der Verzahnungs- bzw. Werkstoffvariante.

4 Prüfverzahnungen

Die Prüfräder wurden nach industrieller Praxis von der Fa. PIV Drives GmbH verzahnt und wärmebehandelt und entsprechen dem aktuellen Stand der Technik. Die Hartfeinbearbeitung der Prüfräder zur Erzeugung der unterschiedlichen Randzonenzustände erfolgte an der Forschungsstelle (FZG) im Teilwälzschleifverfahren bzw. bei der Fa. Höfler Maschinenbau GmbH im Profilformschleifverfahren.

Im Abschlussbericht zum FVA-Forschungsvorhaben Nr. 453 [95], welches die Grundlage der vorliegenden Arbeit bildet, sind die Prüfradzeichnungen der untersuchten Verzahnungsvarianten mit den entsprechenden Werkstoff- und Geometrieangaben dokumentiert.

4.1 Werkzeug- und Verzahnungsdaten

Die Untersuchungen zum Einfluss der Randzonenbeeinflussung durch die Hartfeinbearbeitung auf die Zahnflankentragfähigkeit erfolgten an geradzahnten Stirnrädern zweier Baugrößen ($m_n = 3 \text{ mm}$ und 5 mm). Zur Vermeidung von Schleifkerben wurden die Verzahnungen der Prüfräder mit einem Protuberanzfräser hergestellt (vor der Einsatzhärtung). Die Bezugsprofile der verwendeten Wälzfräser richten sich nach der Werksnorm BN 8577 der Fa. PIV Drives GmbH.

Das Zahnflankenschleifen erfolgte nach der Wärmebehandlung als diskontinuierliches Teilwälzschleifen mit Doppelkegel-Schleifkörper bzw. als Zweiflanken-Profilformschleifen (siehe **Abschnitt 4.3**).

In **Tabelle 2** sind die wesentlichen Hauptgeometriedaten der beiden verwendeten Verzahnungsvarianten zusammengefasst.

Bezeichnung	Zeichen	Verzahnung	
		I	II
Achsabstand	a [mm]	75,6	91,5
Normalmodul	m_n [mm]	3	5
Zähnezahlverhältnis	z_1/z_2 [-]	23/25	17/18
Zahnbreite	b [mm]	14	14
Normaleingriffswinkel	α_n [°]	20	20
Schrägungswinkel	β [°]	0	0
Profilüberdeckung	ε_α [-]	1,30	1,38
Ersatzkrümmungsradius am Wälzkreis	ρ_C [mm]	8,42	10,03

Tabelle 2 Hauptgeometriedaten der Prüfräder

Die Prüfräder einer Baugröße wurden aus jeweils einer Werkstoffcharge unter gleichwertigen mechanischen Fertigungsbedingungen hergestellt.

Bild 30 zeigt ergänzend den Verlauf des Ersatzkrümmungsradius über der Eingriffsstrecke für beide Verzahnungsvarianten. Die dimensionslose Koordinate η ist dabei auf die jeweilige Eingriffsteilung bezogen. Der Ersatzkrümmungsradius stellt eine wichtige Berechnungsgröße für den Beanspruchungszustand der Zahnflanke d.h. für die Ermittlung der Hertzschen Pressung dar.

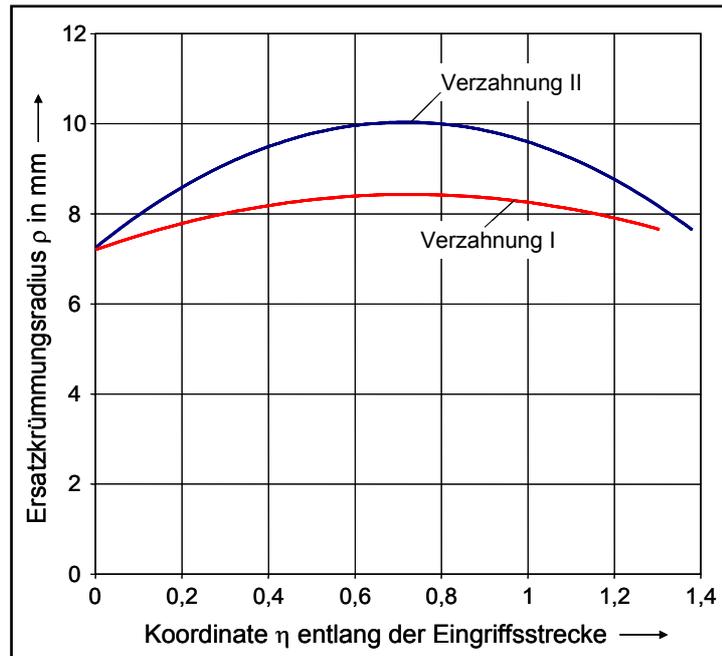


Bild 30 Verlauf des Ersatzkrümmungsradius über der Eingriffsstrecke der Prüfverzahnungen

4.2 Werkstoffe und Wärmebehandlung

4.2.1 Werkstoffdaten

Für die experimentellen Untersuchungen zur Zahnflankentragfähigkeit wurden entsprechend der vorgesehenen Endwärmebehandlung zwei praxisübliche, für die zu untersuchenden Größenbereiche typische Einsatzstähle verwendet:

- Verzahnungsvariante I ($m_n = 3$ mm): 16MnCr5 nach DIN EN 10084 [5]
- Verzahnungsvariante II ($m_n = 5$ mm): 18CrNiMo7-6 nach DIN EN 10084 [5]

Die Werkstoffe wurden von einem Stahlhersteller, der Fa. Sochorova Valcovna TZ, bezogen. Die Fertigung der Prüfräder einer Baugröße erfolgte aus je einer Stahlschmelze. Die entsprechenden Abnahmeprüfzeugnisse liegen der Forschungsstelle (FZG) vor und sind im Abschlussbericht zum Vorhaben Nr. 453 [95] dokumentiert.

Tabelle 3 fasst die Angaben der Abnahmeprüfzeugnisse für die verwendeten Werkstoffchargen zusammen.

Verzahnungsvariante	I	II
Werkstoff	16MnCr5	18CrNiMo7-6
Vergießungsart	Strangguss	Strangguss
Lieferzustand	Rundstahl $\varnothing 90$ mm, TH-geglüht	Rundstahl $\varnothing 110$ mm, FP-geglüht
Mikroskopischer Reinheitsgrad	K4 - 1 (nach DIN 50602 [4])	K4 - 2 (nach DIN 50602 [4])
Ergebnis Härteprüfung	155 ÷ 163 HB	183 ÷ 190 HB
US-Prüfung (nach SEP 1921-2 [6])	keine registrierpflichtigen Fehleranzeigen	
Austenitische Korngröße	7 ÷ 8 (nach DIN EN ISO 643 [9])	8 (nach DIN EN ISO 643 [9])
Härtbarkeitsverhalten	HH-Schmelze	HH-Schmelze

Tabelle 3 Werkstoffangaben aus den Abnahmeprüfzeugnissen

Die chemische Zusammensetzung beider verwendeten Werkstoffchargen ist in den Abnahmeprüfzeugnissen des Stahlherstellers dokumentiert. Die entsprechenden Stückanalysen sind in **Tabelle 4** angeführt und belegen, dass die chemische Zusammensetzung der verwendeten Stahlschmelzen den Vorgaben der Norm entspricht.

Werkstoff		Chemische Zusammensetzung, Massenanteil in %*								
Kurzname	Wst.-Nr.	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al
16MnCr5	1.7131	0,14-0,19	max. 0,40	1,00-1,30	max. 0,035	max. 0,035	0,80-1,10	-	-	-
		0,173	0,226	1,18	0,020	0,019	1,03	0,011	0,03	0,034
18CrNiMo7-6	1.6587	0,15-0,21	max. 0,40	0,50-0,90	max. 0,035	max. 0,035	1,50-1,80	0,25-0,35	1,40-1,70	-
		0,193	0,259	0,58	0,016	0,017	1,57	0,265	1,42	0,034

* Grauhinterlegte Felder: Anforderungen nach DIN EN 10084 [5]

Tabelle 4 Chemische Zusammensetzung der verwendeten Werkstoffchargen, Soll-Werte nach DIN EN 10084 [5], Ist-Werte nach Stückanalysen der Abnahmeprüfzeugnisse

In **Bild 31** sind die im Stirnabschreckversuch (Jominy-Test) nach DIN EN ISO 642 [8] ermittelten Messwerte zum Härteverhalten der verwendeten Werkstoffchargen in die entsprechenden Streubänder nach DIN EN 10084 [5] eingeordnet. Beide Werkstoffchargen ordnen sich gut in die zur oberen Grenzkurve hin eingeeengten Streubänder HH (Bezeichnung HH-Sorte) ein.

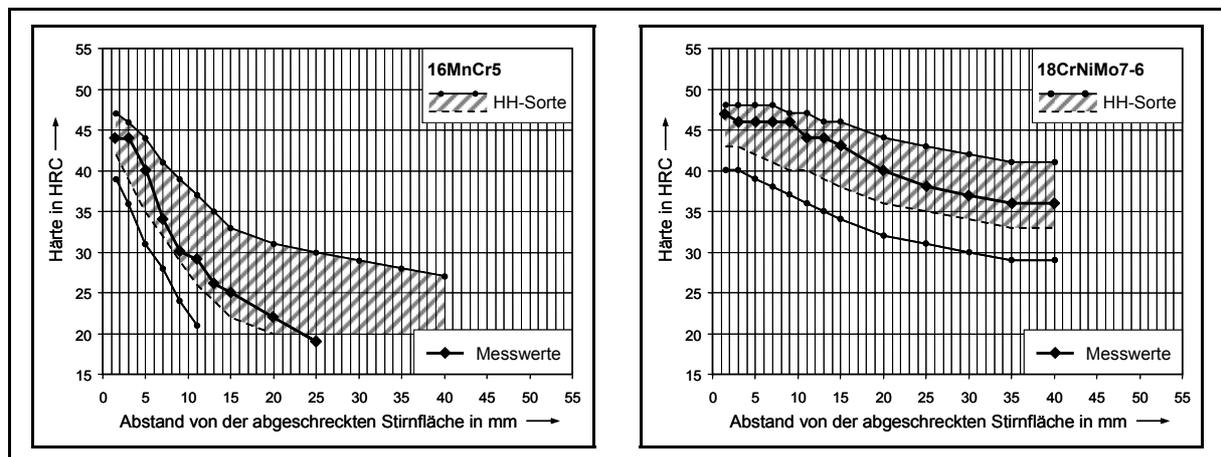


Bild 31 Härteverhalten der beiden verwendeten Werkstoffchargen im Stirnabschreckversuch (Jominy-Versuch) nach DIN EN ISO 642 [8], Einordnung der Messwerte in die Streubänder nach DIN EN 10084 [5]

Insgesamt entsprechend die Ausgangskenngrößen der Grundwerkstoffe und deren Dokumentation damit den Anforderungen der Norm DIN 3990 [3] für geschmiedete oder gewalzte Einsatzstähle der Werkstoffqualität MQ.

4.2.2 Dokumentation der Wärmebehandlung

Das Einsatzhärten als Endwärmebehandlung der Prüfäder wurde beim Zahnradhersteller, der Fa. PIV Drives GmbH, unter gleichwertigen Fertigungsbedingungen und nach praxisüblichen Vorgaben durchgeführt.

Die Prüfritzel bzw. Prüfäder einer Verzahnungsvariante wurden jeweils gemeinsam in einer Ofencharge einsatzgehärtet. Bei allen Prüfädern erfolgte die Aufkohlung in Endogas (23% CO, 46% H₂ und 31% N₂) bei 940°C. Die Wärmebehandlung wurde nach dem Verfahren der Direkthärtung durchgeführt, d.h. nach dem Einsetzen (Aufkohlung und Diffusion) wurden die Prüfäder direkt von der Härtetemperatur (840°C) im Ölbad auf 60°C abgeschreckt.

Nach dem Härten wurden die Prüfäder bei 170°C für 2 Stunden (Verzahnungsvariante I) bzw. bei 180°C für 4 Stunden (Verzahnungsvariante II) angelassen.

In **Bild 32** sind die Verläufe der Temperatur und des C-Pegels während der Wärmebehandlung schematisch dargestellt und die genauen Temperatur- und Zeitangaben für beide Verzahnungsvarianten angegeben.

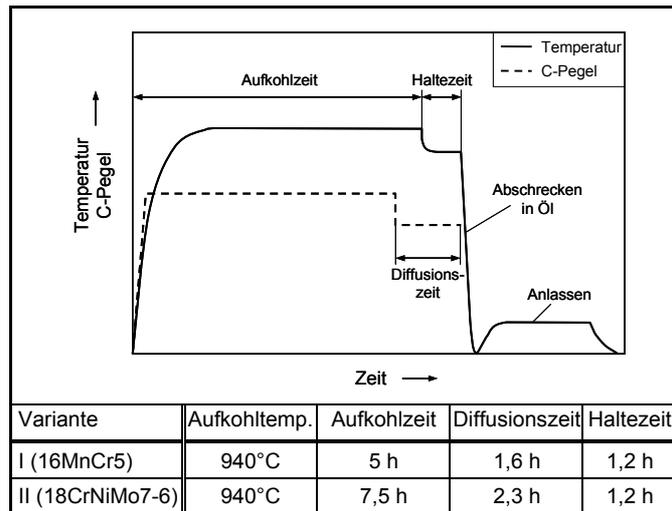


Bild 32 Verlauf von Temperatur und C-Pegel bei der Wärmebehandlung der beiden Verzahnungsvarianten

Tabelle 5 fasst die Wärmebehandlungsvorgaben für beide Verzahnungs- bzw. Werkstoffvarianten zusammen.

Verzahnungsvariante	I ($m_n = 3 \text{ mm}$, 16MnCr5)	II ($m_n = 5 \text{ mm}$ 18CrNiMo7-6)
Wärmebehandlung	Einsatzhärten	Einsatzhärten
Härteverfahren	Direkthärtung	Direkthärtung
Kernfestigkeit	1000 ÷ 1300 N/mm ²	1000 ÷ 1300 N/mm ²
Randhärte	680 + 100 HV1	680 + 100 HV1
Restaustenitgehalt (lichtoptisch)	10 ÷ 25%	10 ÷ 25%
Einsatzhärtungstiefe CHD nach [10] (mit Schleifaufmass)	0,7 ÷ 1,0 mm	1,10 ÷ 1,35 mm
Einsatzhärtungstiefe CHD nach [10] (nach der Hartfeinbearbeitung)	0,5 ÷ 0,8 mm	0,75 ÷ 1 mm

Tabelle 5 Wärmebehandlungsvorgaben für die Einsatzhärtung der beiden Verzahnungsvarianten

Durch die entsprechende Prozessführung bei der Aufkohlung und Diffusion wurden relativ große Einsatzhärtungstiefen $CHD = 0,20 \div 0,30 \cdot m_n$ sowie entsprechende Härteplateaus im Randzonenbereich der Zahnflanken angestrebt. Dadurch konnten für die anschließende Hartfeinbearbeitung der Zahnflanken zur Erzeugung der vorgese-

nenen, unterschiedlichen Randzonenzustände ausreichend große Bearbeitungszugaben (Schleifaufmasse) von $q \approx 0,2$ mm (Variante I) bzw. $q \approx 0,35$ mm (Variante II) vorgehalten werden.

4.2.3 Strahlbehandlung der Prüfräder nach der Wärmebehandlung

Nach der Wärmebehandlung wurden sämtliche Prüfräder entsprechend der industriellen Praxis im Schleuderradverfahren reinigungsgestrahlt.

Der Prozessschritt des Reinigungsstrahlens wurde mit den in **Tabelle 6** angeführten Strahlparametern beim Zahnradhersteller (Fa. PIV Drives GmbH) durchgeführt.

Strahlanlage	Schleuderrad
Positionierung der Zahnräder in der Maschine	liegend auf Drehtisch, Achse vertikal
Strahlgut	S460, Nennkörnung 1,2 mm, Härte 48^{+2} HRC
Abwurfgeschwindigkeit	59 m/s
Strahldauer	5 min je Seite
Almenwert A_2	$0,32 \div 0,4$ mm
Überdeckungsgrad	98%

Tabelle 6 Strahlparameter des Reinigungsstrahlens

Da die Zahnflanken der Prüfräder nach dem Reinigungsstrahlen mit den oben angegebenen relativ großen Bearbeitungszugaben geschliffen wurden, wird ein Einfluss des Putzstrahlens nach der Wärmebehandlung auf die Ergebnisse der Untersuchungen zur Flankentragfähigkeit ausgeschlossen. Die Strahlbehandlung, die sich üblicherweise nur auf einen oberflächennahen Randzonenbereich von wenigen Zehntel Millimetern auswirkt, lässt jedoch nach Weigand [110] eine Steigerung der Zahnfußfestigkeit erwarten. Dies ist für die Laufversuche an den Rückflanken der Prüfräder, bei denen es zu einem Richtungswechsel der Zahnfußbeanspruchung kommt, von Vorteil.

4.2.4 Werkstoff- und Eigenspannungszustand der Zahnflanken vor dem Schleifen

Der Werkstoff- und Eigenspannungszustand der Zahnflanken vor der Hartfeinbearbeitung wurde in metallographischen und röntgenographischen Untersuchungen stichprobenartig ermittelt. An jeweils einem Prüfritzel und einem Prüfrad beider Verzahnungsvarianten wurde das Rand- und Kerngefüge im Bereich der Zahnflanken begutachtet und die Oberflächenhärte am Wälzkreis gemessen. Außerdem wurden die Tiefenverläufe von Härte, Eigenspannungen und Restaustenit ermittelt.

Bild 33 zeigt beispielhaft die Rand- und Kerngefüge der Prüfritzel beider Verzahnungsvarianten im Bereich der Zahnflanke vor der Schleifbearbeitung. Zudem sind die an der Oberfläche und im Kern gemessenen Härtewerte angegeben. Der Gefügestand der jeweiligen Prüfräder vor dem Schleifen entspricht dem hier dokumentierten Zustand der Prüfritzel.

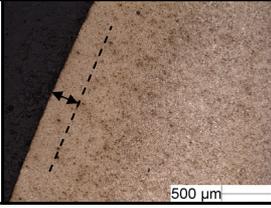
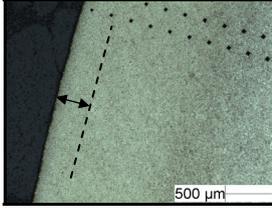
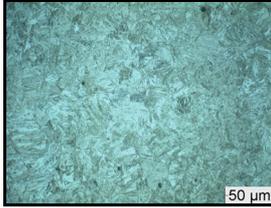
Variante I (16MnCr5)		Variante II (18CrNiMo7-6)	
			
Randgefüge (Zahnflanke)	Kerngefüge	Randgefüge (Zahnflanke)	Kerngefüge
Oberflächenhärte (Esatest): 725 HV1		Oberflächenhärte (Esatest): 682 HV1	
Kernhärte: 349 HV1 (entspr. 1096 N/mm ² nach [14])		Kernhärte: 452 HV1 (entspr. 1404 N/mm ² nach [14])	

Bild 33 Werkstoffzustand vor der Hartfeinbearbeitung: Gefügeaufnahmen, Oberflächen- und Kernhärte (Mittelwerte im Bereich der Zahnflanke) der beiden Verzahnungsvarianten (Prüfritzel) - - - = Bearbeitungszugabe

Dem Werkstoff und der Wärmebehandlung entsprechend bestehen die Randgefüge beider Verzahnungsvarianten aus feinem Martensit und etwas Restaustenit. Bei 500-facher Vergrößerung ist die Randoxidation an der Zahnflanke zu erkennen, die bei der anschließenden Hartfeinbearbeitung jedoch weggeschliffen wird. In Abhängigkeit der unterschiedlichen Härtebarkeit der verwendeten Grundwerkstoffe besteht das Kerngefüge der Verzahnungsvariante I (Werkstoff 16MnCr5) vorwiegend aus unterem Bainit, jenes der Verzahnungsvariante II (Werkstoff 18CrNiMo7-6) aus Martensit und unterem Bainit.

In **Bild 34** sind die im Bereich der ungeschliffenen Zahnflanken ermittelten Härtetiefenverläufe beider Verzahnungsvarianten dargestellt.

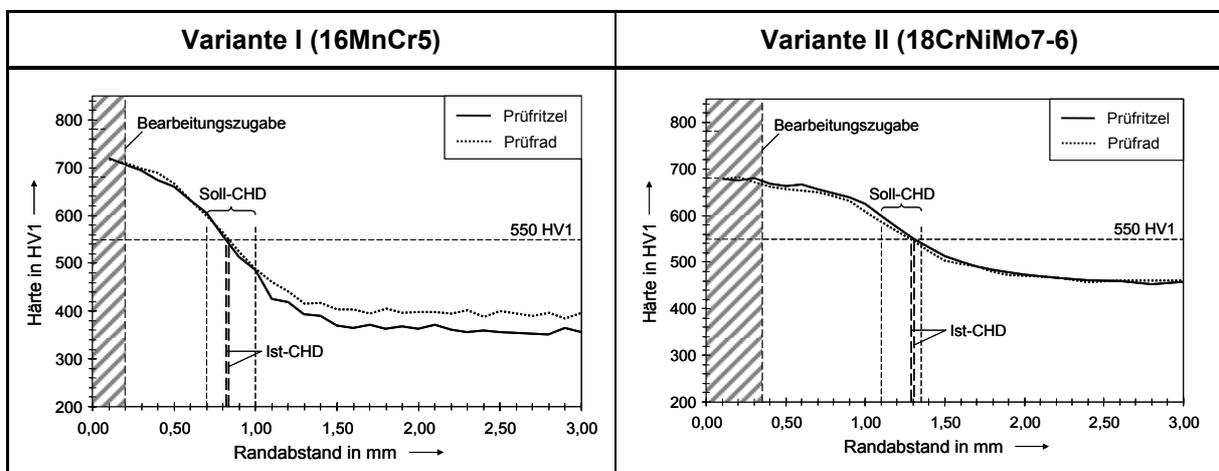


Bild 34 Härtetiefenverläufe an den ungeschliffenen Zahnflanken (Mittelwerte), Verzahnungsvarianten I (16MnCr5) und II (18CrNiMo7-6)

Die Tiefenverläufe wurden im Querschliff durch entsprechende Messungen im Kleinkraftbereich (HV1) nach DIN EN ISO 6507-1 [12] ermittelt. Die Messungen wurden senkrecht zur Oberfläche auf halber Zahnhöhe, in Mitte der Zahnbreite durchgeführt. Die Bestimmung der Einsatzhärtungstiefen CHD anhand der Härtetiefenverläufe erfolgte nach DIN EN ISO 2639 [10] bei einer Grenzhärte von 550 HV1.

Die Härtetiefenverläufe der jeweiligen Prüfritzel ($z = 17$ bzw. 23) und Prüfräder ($z = 18$ bzw. 25) sind praktisch identisch und typisch für die verwendeten Werkstoffe und die durchgeführte Einsatzhärtung. Die ermittelten Einsatzhärtungstiefen (Ist-CHD) liegen im Bereich der Wärmebehandlungsvorgaben (Soll-CHD).

Die Ergebnisse der röntgenographischen Untersuchungen zum Eigenspannungszustand und Restaustenitgehalt in den ungeschliffenen Zahnflanken sind in **Bild 35** dargestellt.

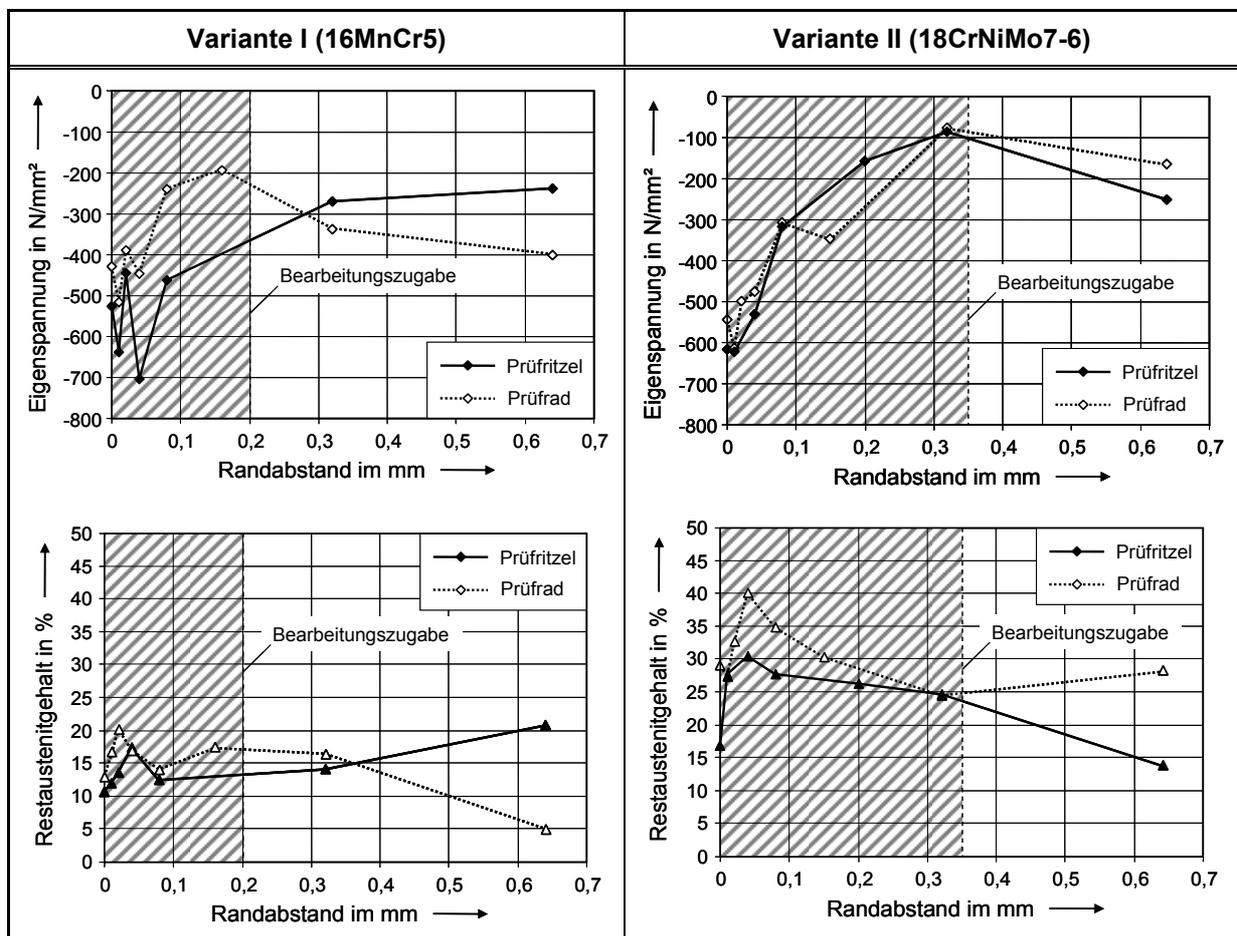


Bild 35 Eigenspannungs- und Restaustenittiefenverläufe an den ungeschliffenen Zahnflanken, Verzahnungsvarianten I (16MnCr5) und II (18CrNiMo7-6)

Bei beiden Verzahnungsvarianten liegen im ungeschliffenen, reinigungsgestrahnten Ausgangszustand sowohl bei den Prüfritzeln als auch bei den Prüfrädern Druckeigenstressungen (tangential zur Zahnflanke) von -700 bis -400 N/mm² im oberflächennahen Bereich der Zahnflanke vor. Erwartungsgemäß nehmen die Druckeigenstressungen mit zunehmendem Abstand von der Oberfläche ab.

Die Unterschiede in den Eigenspannungstiefenverläufen, die insbesondere zwischen den beiden Verzahnungsvarianten vorliegen, lassen sich auf das Reinigungsstrahlen zurückführen, das hier nicht als kontrollierte Strahlbehandlung zur Einstellung eines bestimmten Eigenspannungszustandes durchgeführt wurde. Zudem wurden die Prüfräder beider Verzahnungsvarianten nicht in derselben Charge reinigungsgestrahlt. Weiterhin ist zu beachten, dass die durch das Reinigungsstrahlen beeinflusste oberflächennahe Randzone im Bereich der vorgesehenen Bearbeitungszugabe liegt und daher bei der Hartfeinbearbeitung der Zahnflanken abgetragen wird. Die in den folgenden Abschnitten dokumentierten Eigenspannungszustände geschliffener Zahnflanken sind daher hauptsächlich auf Spannungen zurückzuführen, die beim letzten Fertigungsschritt der Prüfräder, d.h. der Hartfeinbearbeitung in der Randzone induziert wurden.

Da die Prüfräder nach der Wärmebehandlung im Bereich des Zahnfußes nicht geschliffen wurden, können dort im Rahmen eines qualitativen Vergleiches ähnliche Eigenspannungszustände wie an den ungeschliffenen, reinigungsgestrahlten Zahnflanken angenommen werden. Die vorliegenden oberflächennahen Druckeigenspannungen führen zu einer Steigerung der Zahnfußfestigkeit, die zu einer zusätzlichen Sicherheit gegen Zahnfußbruch bei den Laufversuchen auf den Rückflanken führt.

Auch bei den röntgenographisch ermittelten Restaustenitgehalten ergeben sich den unterschiedlichen Werkstoffen und Wärmebehandlungsabläufen entsprechend Unterschiede zwischen den beiden Verzahnungsvarianten. So wurden bei der Verzahnungsvariante I (16MnCr5) Restaustenitgehalte $< 20\%$ im analysierten Tiefenbereich gemessen. Bei der Verzahnungsvariante II (18CrNiMo7-6) erreichen die Restaustenitgehalte in einer Werkstofftiefe von ca. 0,05 mm hingegen Maxima von 30 bis 40%. Unterhalb der Bearbeitungszugabe liegen aber auch bei dieser Verzahnungsvariante Restaustenitgehalte von $20 \div 25\%$ vor.

Durch ergänzende Messungen an ausgewählten Radkörpern wurde der Randkohlenstoffgehalt C_R der beiden Verzahnungsvarianten mit Hilfe eines optischen Emissions-Spektrometers (OES) ermittelt. Für die beiden Verzahnungs- bzw. Werkstoffvarianten ergaben sich dabei folgende Randkohlenstoffgehalte:

- Verzahnungsvariante I, 16MnCr5: $C_R = 0,66 \div 0,68\%$
- Verzahnungsvariante II, 18CrNiMo7-6: $C_R = 0,75 \div 0,76\%$

Die Randkohlenstoffgehalte beider Verzahnungsvarianten liegen damit in einem Toleranzbereich, der der industriellen Fertigung einsatzgehärteter Zahnräder entspricht ($C_R = 0,65 \div 0,85\%$).

Die durchgeführten Untersuchungen zum Werkstoff- und Eigenspannungszustand der Zahnflanken vor dem Schleifen belegen, dass die Vorgaben für die Wärmebehandlung eingehalten wurden.

4.3 Hartfeinbearbeitung der Prüfräder

Nach der Wärmebehandlung und dem Reinigungsstrahlen wurden alle Prüfräder im Bereich der Zahnflanke geschliffen. Durch die Vorverzahnung mit entsprechenden Protuberanzfräsern wurden Schleifkerben im Übergangsbereich zwischen geschliffener Zahnflanke und ungeschliffenem Zahnfuß vermieden.

Zur Minderung der Fressgefahr wurden die Zahnflanken der Prüfräder (ausgenommen die Prüfräder für die Untersuchungen zur Graufleckentragfähigkeit) einheitlich mit einer Profilkorrektur in Form einer kurzen evolventischen Kopfrücknahme ausgeführt. Der Betrag C_a und die Länge L_{CA} der Kopfrücknahme wurden nach Versuchserfahrung für 85% des nach DIN 3990 [3] dauerhaft übertragbaren Drehmomentes ausgelegt.

Bei der Hartfeinbearbeitung der Zahnflanken wurde folgende Vorgaben hinsichtlich Verzahnungsqualität und Oberflächenrauheit angestrebt.

- Verzahnungsqualität: $Q \leq 5$ nach DIN 3962 [1]
- Flankenrauheit: $R_a = 0,2 \div 0,4 \mu\text{m}$ (Grübchentragfähigkeit)
 $R_a = 0,4 \div 0,6 \mu\text{m}$ (Graufleckentragfähigkeit)

Durch die gezielte Variation der Schleifparameter (Schnittgeschwindigkeit, Wälzgeschwindigkeit, Doppelhubzahl und Zustellung) und entsprechendes Vorschleifen der Zahnflanken, wurden bei der Hartfeinbearbeitung verschiedene Randzonenzustände an den Prüfritzeln und damit die unterschiedlichen Prüfvarianten erzeugt. Die in der vorliegenden Arbeit untersuchten Prüfvarianten sind somit hinsichtlich des Grundwerkstoffes und der Wärmebehandlung innerhalb einer Verzahnungsvariante identisch und unterscheiden sich nur in den durch die Schleifbearbeitung erzeugten Randzonenzuständen an den Prüfritzeln. Die Lage der durch die Schleifbearbeitung maßgebend beeinflussten Randzone auf einer Zahnflanke orientiert sich dabei an dem hinsichtlich Grübchenbildung schadensrelevanten Bereich, d.h. überwiegend auf den Fußflankenbereich des treibenden Ritzels (Bereich negativen Gleitens).

Bei der Hartfeinbearbeitung der Prüfräder ($z = 18$ bzw. $z = 25$) wurden die Schleifparameter jeweils so gewählt, dass es zu keiner Randzonenbeeinflussung im Sinne von Schleifbrand (Anlasseffekten) kam.

Die Festlegung geeigneter Schleifparameter zur Erzeugung bestimmter Randzonenzustände erfolgte anhand von umfangreichen schleif- und messtechnischen Vorversuchen an Prüfritzeln beider Verzahnungsvarianten.

4.3.1 Dokumentation des Teilwälzschleifverfahrens

Die Prüfräder für die Hauptuntersuchungen zum Einfluss des Randzonenzustandes auf die Flankentragfähigkeit wurden an der Forschungsstelle (FZG) im Teilwälzschleifverfahren hartfeinbearbeitet. Dabei kam eine Verzahnungsschleifmaschine der Fa. Höfler Maschinenbau von Typ NOVA 400 zum Einsatz, mit der die Zahnflanken der Prüfräder im diskontinuierlichen Einflankenschliff bearbeitet wurden (**Bild 36**). Als Schleifscheiben wurden je nach dem zu erzeugenden Randzonenzustand zwei unterschiedliche Doppelkegel-Schleifkörper der Fa. BURKA-KOSMOS verwendet, deren Bezeichnungen und technischen Spezifikationen nach DIN ISO 525 [15] in **Tabelle 7** angeführt sind.

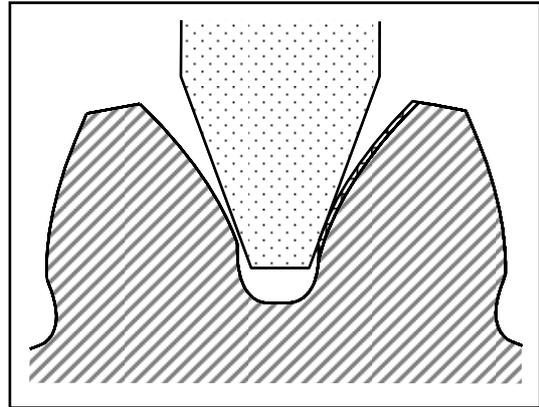


Bild 36 Einflankenschliff (schematisch)

Vor der Hartfeinbearbeitung wurden die Teilungsabweichungen über dem Umfang der ungeschliffenen Prüfräder auf einer 3D-Koordinatenmessmaschine ermittelt und damit jeweils die Zahnücke bestimmt, in der die Zahnflanken aufgrund des Härteverzuges am weitesten vorstanden. In dieser Zahnücke erfolgte anschließend das Anschleifen der Flanken in der Verzahnungsschleifmaschine.

Zahnflankenschleifscheibe	Spezifikationen nach [15]
L-BK 16486/1	1 ähnlich Profil E (70°) - 350/287 x 25/2 x 127 – EKw 70/80 Jot 10 V 10 – 50 m/s
W-BK 68461/00	1 ähnlich Profil E (70°) - 350/287 x 25/1 x 127 - EKw 150 8 V 726 – 50 m/s
Form 1	
Randform	
Außendurchmesser max/min	
Breite max/min	
Bohrungsdurchmesser	
Schleifmittel (EKw ⇒ Edelkorund weiß)	
Korngröße (70/80, 150 ⇒ feine Makrokörnung nach [16])	
Härtegrad (I, Jot ⇒ weich)	
Gefüge	
Bindung (V = Keramikbindung)	
Art der Bindung	
Arbeitshöchstgeschwindigkeit	

Tabelle 7 Bezeichnung und technische Spezifikation der verwendeten Zahnflankenschleifscheiben (Fa. BURKA-KOSMOS)

Durch mehrere Rundläufe mit relativ niedrigen Zerspannungswerten und geringer Zustellung wurden die Prüfräder zunächst vorgeschliffen. Dabei wurden die beim Härten entstandenen Verzüge entfernt ohne die Randzone der Zahnflanken maßgebend zu beeinflussen.

Zur Herstellung der Prüfvarianten mit lokaler Randzonenbeeinflussung auf der Zahnflanke, d.h. der Varianten FB1-II und FB2-II, wurden die in **Bild 37** dargestellten, speziellen Zahnflankenprofile beim Vorschleifen realisiert. Dazu wurden die Zahn-

flanken bis zu einem vorgegebenen größeren Fußkreisdurchmesser vorgeschliffen bzw. zusätzlich mit einer entsprechend großen Fußrücknahme (Variante FB1) ausgeführt. Für den nachfolgenden Flankenschliff (Schrupprundlauf) wurden somit lokal unterschiedliche Schleifabträge ermöglicht, die zu einer stärkeren örtlichen Randzonenbeeinflussung im Bereich der Fußflanke führten.

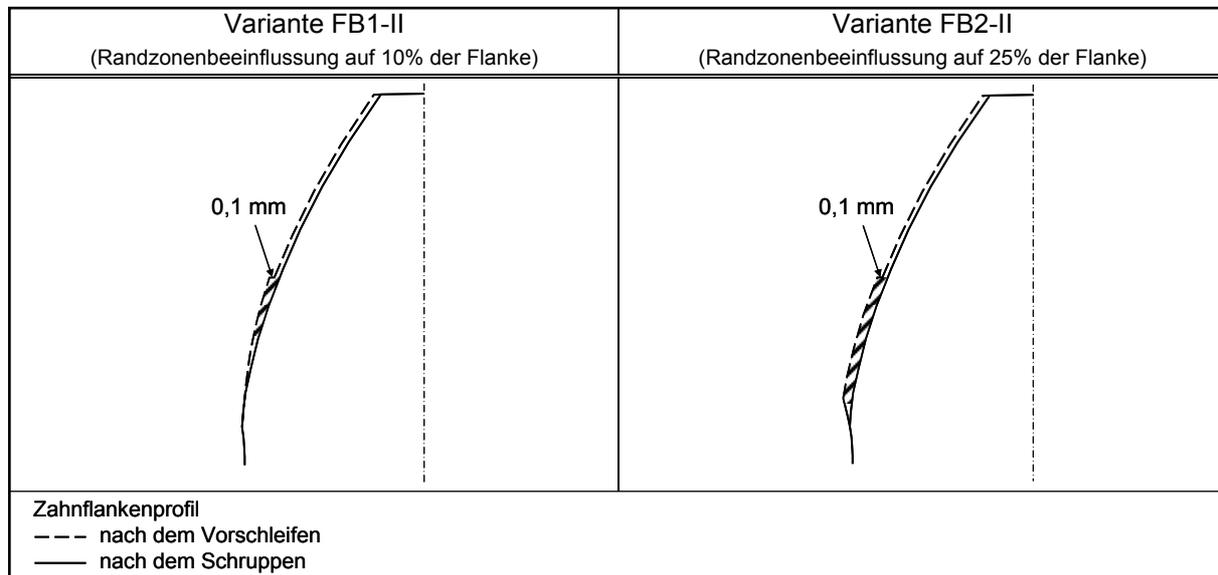


Bild 37 Zahnflankenprofile nach dem Vorschleifen zur Herstellung der Prüfvarianten FB1-II und FB2-II, schraffierte Flächen: Bereiche mit stärkerer Randzonenbeeinflussung (leichter Schleifbrand)

Die Erzeugung der unterschiedlichen Randzonenzustände der Prüfvarianten erfolgte im Anschluss an das Vorschleifen in einem Schrupprundlauf mit jeweils angepassten Schleifparametern. Die Einhaltung der vorgegebenen Verzahnungsqualität und Flankenrauheit wurde durch entsprechende Schlichtrundläufe nach der für den Randzonenzustand maßgebenden Schruppbearbeitung sichergestellt. Die Schleifscheibe wurde nach jeweils 4 Flankenschliffen neu abgerichtet. Durch ein etwas gröberes Abrichten der Schleifscheibe beim Schlichten, wurden bei den Prüfrädern für die Untersuchungen zur Graufleckentragfähigkeit höhere Oberflächenrauheiten erzielt.

Im **Anhang** sind die zur Erzeugung der unterschiedlichen Randzonenzustände verwendeten Schleifscheiben sowie die Parameter der jeweiligen Schrupprundläufe und der anschließenden Schlichtrundläufe angeführt.

Durch die beschriebene, relativ aufwendige Hartfeinbearbeitung (mehrmaliges Vorschleifen/Schruppschleifen/Schlichtschleifen) wurden innerhalb einer Variante weitgehend gleichmäßige, reproduzierbare Randzonenzustände über dem Zahnradumfang einzelner Prüfräder erzeugt. Dabei kam es jedoch häufig zu unterschiedlichen Randzonenausbildungen an Links- und Rechtsflanken, was auf die maschinenbedingte, unterschiedliche Wärmeabfuhr durch den Kühlschmierstoff zurückzuführen sein könnte. Durch die geometrische Ausführung des Schleifkopfes und der Anordnung der Kühlmitteldüsen, ist an der rechten Zahnflankenseite mit einer etwas besseren Kühlwirkung zu rechnen. Die beiden Flankenseiten desselben Prüfritzels wurden daher gegebenenfalls unterschiedlichen Prüfvarianten zugeordnet. Insgesamt

wurden je Prüfvariante 6 Prüfritzel (bzw. 12 Flankenseiten) zur Untersuchung der jeweiligen Randzonenausbildung und der Flankentragfähigkeit hergestellt. Eine Ausnahme bildet hier die Variante FB1-II mit einer leichten Randzonenbeeinflussung auf 10% der aktiven Flanke. Eine reproduzierbare Hartfeinbearbeitung von Prüfritzeln dieser Variante war trotz des oben beschriebenen aufwendigen Vorschleifens der Zahnflanken nur teilweise möglich. Bei konstanten Schleifbedingungen ergaben sich auch Prüfritzel mit einer stärkeren bzw. größeren Randzonenbeeinflussung an den Zahnflanken. Diese Prüfritzel wurden den Varianten mit entsprechendem Randzonenzustand zugeordnet. Die Untersuchungen zur Flankentragfähigkeit der Prüfvariante FB1-II wurden hingegen mit einer geringeren Versuchsbelegung durchgeführt.

4.3.2 Dokumentation des Profilformschleifverfahrens

Ob und inwieweit die Ergebnisse der Hauptuntersuchungen an den teilwälzgeschliffenen Prüfvarianten beim Vorliegen messtechnisch vergleichbarer Randzonenzustände auch auf Zahnräder übertragen werden können, die nach einem moderneren Schleifverfahren hartfeinbearbeitet sind, wurde an profilformgeschliffenen Prüfrädern beider Verzahnungsvarianten (I und II) untersucht.

Das Profilformschleifen der Prüfräder erfolgte bei der Fa. Höfler Maschinenbau GmbH auf einer Verzahnungsschleifmaschine vom Typ HELIX 400 im Zweiflankenschliff. Dabei kam eine Edelkorund-Schleifscheibe des Typs Ekw 70/80 H/I 10 V 10 230 (Bezeichnung nach [15]) zum Einsatz.

Auch bei diesem Schleifverfahren wurden die Schleifparameter so variiert, dass sich unterschiedliche Randzonenzustände auf den Zahnflanken der Prüfritzel einstellten. Die verwendeten Schleifparameter sind im **Anhang** dokumentiert. Zur Erzeugung einer sehr starken Schleifbrandschädigung wurde bei den entsprechenden Prüfritzeln im letzten Schrupprundgang jeweils im letzten Hub die Schleifölzufuhr abgeschaltet.

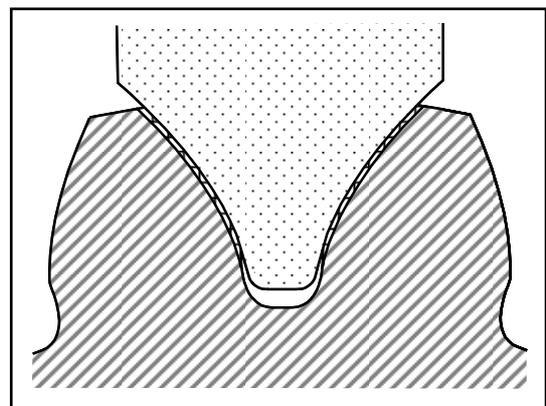


Bild 38 Profilformschliff (schematisch)

4.4 Verzahnungsqualität und Oberflächenrauheit

Zur Überprüfung der Verzahnungsgenauigkeit wurden alle Prüfräder unabhängig vom erzeugten Randzonenzustand nach der Hartfeinbearbeitung hinsichtlich ihrer Geometrie und Oberflächenfeingestalt vermessen. Dazu wurden an jeweils drei über den Radumfang gleichmäßig verteilten Zähnen die Profilform- und Flankenlinienabweichungen ermittelt sowie Rundlauf und Teilungsabweichungen gemessen. An denselben Zähnen wurden außerdem die Rauheitsprofile gemessen und daraus die Rauheitskennwerte bestimmt.

Die Vermessung der Verzahnungs-Ist-Geometrie erfolgte auf einer 3D-Koordinatenmessmaschine vom Typ Klingenberg-Höfler P26. Die gemessenen Abweichungen hinsichtlich Profilform, Flankenlinie und Teilung wurden nach der VDI/VDE-Richtlinie Nr. 2607 [20] ausgewertet und zur Bestimmung der Verzahnungsqualität Q nach DIN 3962 [1] herangezogen.

Im Abschlussbericht zum FVA-Vorhaben Nr. 453 [95] sind Profilform- und Flankenlinienmessschriebe von teilwälz- bzw. profilformgeschliffenen Prüfritzeln beider Verzahnungsvarianten exemplarisch dargestellt.

Die Ergebnisse der Verzahnungsmessungen zeigen, dass alle für die Laufversuche verwendeten Prüfräder eine Verzahnungsqualität nach DIN 3962 [1] $Q \leq 5$ aufweisen und damit den Zeichnungsvorgaben entsprechen.

Gemäß DIN EN ISO 11562 [13] wurde die Flankenrauheit der Prüfräder mit einem elektrischen Tastschnittgerät mit phasenkorrektem Hochpassfilter ermittelt. Die Rauheitsmessungen an den Zahnflanken erfolgten dabei in Evolventen- d.h. in Zahnhöhenrichtung mit 0,5 mm/s Abtastgeschwindigkeit auf einer Gesamtmessstrecke $l_m = 3,2$ mm bzw. 4,8 mm. Zur Ermittlung aussagekräftiger Rauheitskenngrößen nach DIN EN ISO 4287 [11] ist die Trennung von längerwelligen Profilanteilen durch ein Filterverfahren, das die Oberflächenrauheit im gefilterten Messschrieb ohne Profilverzeichnungen wiedergibt, Voraussetzung. Das Messsignal wurde daher mit einem RC-Hochpassfilter der Grenzwellenlänge $\lambda = 0,8$ mm nachbearbeitet.

In **Bild 39** sind die arithmetischen Mittenrauwerte R_a der vermessenen Prüfritzel beider Verzahnungsvarianten in Gauß'sche Verteilungsnetze eingetragen. Die angegebenen Rauheitswerte (R_a) entsprechen dabei jeweils dem Mittelwert aus den drei Messungen auf einer Flankenseite.

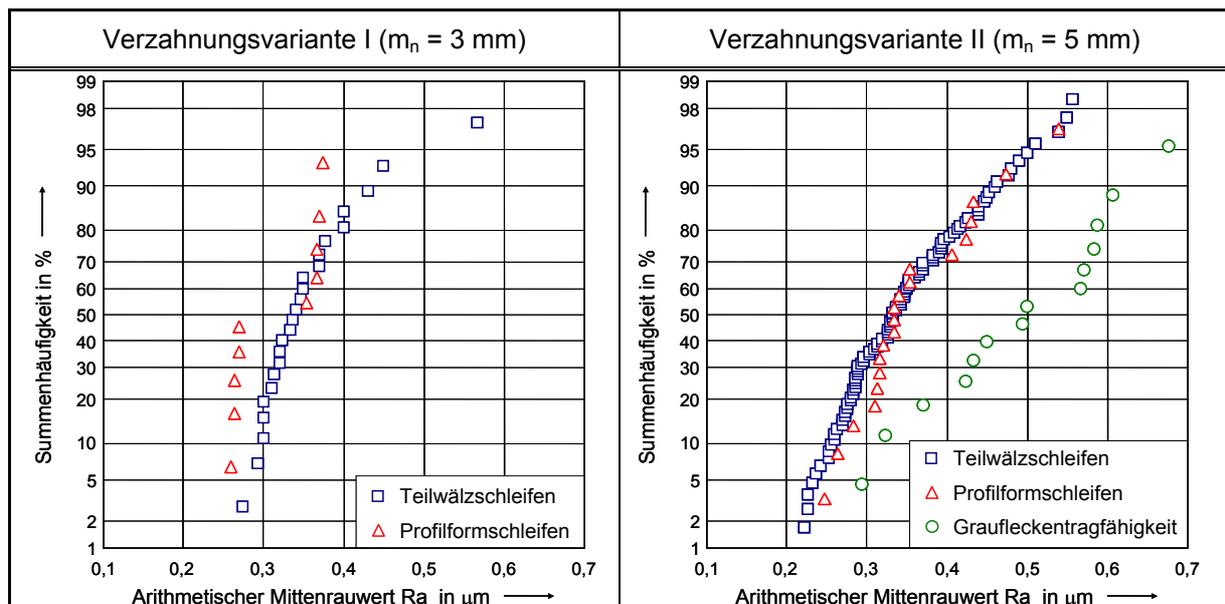


Bild 39 Flankenrauheiten der Prüfritzel beider Verzahnungsvarianten I und II (Mittelwert aus 3 Messungen einer Flankenseite, Messstrecken $l_m = 3,2$ mm bzw. 4,8 mm, Hochpassfilter mit $\lambda = 0,8$ mm)

Es ist ersichtlich, dass die teilwälzgeschliffenen Prüfritzel beider Verzahnungsvarianten sowie die profilformgeschliffenen Prüfritzel der Verzahnungsvariante II unabhängig vom jeweils erzeugten Randzonenzustand Rauheitswerte von $Ra = 0,2 \div 0,5 \mu\text{m}$ aufweisen und damit größtenteils den Zeichnungsvorgaben bezüglich der Flankenrauheit ($Ra_{\text{soll}} = 0,2 \div 0,4 \mu\text{m}$) entsprechen. Auch bei den profilformgeschliffenen Prüfritzeln der Verzahnungsvariante I wurden die Zeichnungsvorgaben eingehalten, wobei auf den Rechtsflanken jeweils etwas höhere Rauheitswerte ($Ra > 0,3 \mu\text{m}$) als auf den Linksflanken ($Ra < 0,3 \mu\text{m}$) gemessen wurden.

Trotz der teilweise etwas höheren Oberflächenrauheiten wurde in den Laufversuchen zur Grübchentragfähigkeit keine stärkere Graufleckenbildung, die den Ort und den Zeitpunkt der Grübchenbildung signifikant beeinflussen kann, beobachtet. Eine Ausnahme bildete dabei die Prüfvariante mit Neuhärtung FE3-II, bei der nach längeren Laufzeiten im Bereich der Grübchendauerfestigkeit eine starke Graufleckenbildung im Fußflankenbereich einzelner Zähne festgestellt wurde. Dieses Schadensbild lässt sich, wie die Rauheitsmessungen zeigen, jedoch nicht auf eine höhere Flankenrauheit dieser Prüfvariante, sondern eher auf die hier vorliegenden stark beeinflussten Randzonen zurückführen.

Die Prüfräder zur Untersuchung der Graufleckentragfähigkeit wurden, den Zeichnungsvorgaben ($Ra_{\text{soll}} = 0,4 \div 0,6 \mu\text{m}$) entsprechend, gezielt mit höheren Flankenrauheiten gefertigt.

Die an den hartfeinbearbeiteten Prüfrädern ($z = 25$ bzw. $z = 18$) der beiden Verzahnungsvarianten gemessenen Flankenrauheiten sind weitgehend mit den in **Bild 39** dokumentierten Messwerten der Prüfritzel vergleichbar.

5 Ermittlung und Charakterisierung der Randzonenzustände – vor dem Prüflauf

Die umfassende Ermittlung der Randzonenkennwerte der unterschiedlichen Prüfvarianten nach der Hartfeinbearbeitung bzw. vor dem Prüflauf stellt eine wesentliche Voraussetzung für die Bewertung und Einordnung der Ergebnisse der Flankentragfähigkeitsuntersuchungen dar.

Zur Charakterisierung der unterschiedlichen Randzonen wurden insbesondere die Einflussgrößen Gefügeausbildung, Härte und Eigenspannungszustand ermittelt und dokumentiert. Dazu wurden die im Folgenden beschriebenen Prüfmethoden eingesetzt, bei denen grundsätzlich zwischen zerstörenden und zerstörungsfreien Verfahren zu unterscheiden ist.

Wesentliche Ergebnisse dieser Untersuchungen zur Charakterisierung der Randzonenkennwerte in Zusammenhang mit der jeweils ermittelten Flankentragfähigkeit sind für jede Prüfvariante im Einzelnen im **Anhang** belegt. Eine detaillierte Beschreibung der verwendeten Prüfverfahren sowie eine zusammenfassende Darstellung

und Bewertung, z. T. anhand ausgewählter, beispielhafter Ergebnisse wird im Folgenden gegeben.

5.1 Nitalätzung - Standardverfahren

Zur Bewertung für das Vorliegen einer Randzonenbeeinflussung durch Schleifbrand und der daraus resultierenden Zuordnung zu den unterschiedlichen Prüfvarianten, wurden alle Prüfritzel nach der Hartfeinbearbeitung einer Nitalätzung nach ISO 14104 [19] unterzogen und das Ätzbild anhand derselben Norm in Abhängigkeit der Intensität und des Flächenanteils der Verfärbung klassifiziert.

Durch weitere stichprobenartigen Ätzungen an Prüfrädern ($z = 25$ bzw. $z = 18$) beider Verzahnungsvarianten wurde sichergestellt, dass bei diesen keine Randzonenbeeinflussung durch Schleifbrand vorlag.

Die standardisierte Nitalätzung erfolgte nach dem in **Bild 40** dargestellten Schema:

Da Öl- und Emulsionsreste die Farbkontraste nach der Ätzung beeinflussen können, wurde zunächst das Schleiföl in einem Ultraschallbad mit 2%-Kaltreinigerlösung (STRAMMOPUR 24) von den Prüfrädern entfernt. Anschließend wurden die Prüfräder in einem 60°C warmen Wasserbad gespült. Durch die Erwärmung der

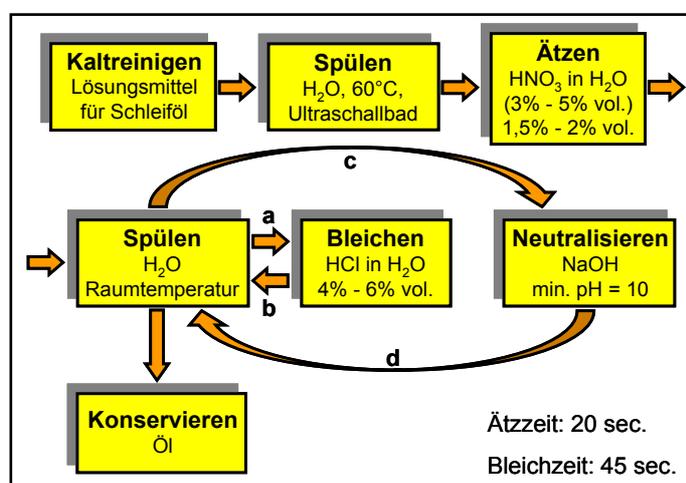


Bild 40 Durchgeführte Nitalätzung (schematisch)

Prüfteile im Wasserbad wird nach [23] sichergestellt, dass die nachfolgenden chemischen Reaktionen beim Ätzen genügend intensiv ablaufen. Nach dem Wasserbad wurden die Prüfräder in wässriger Salpetersäure (HNO_3) 20 Sekunden lang geätzt. Dabei werden sämtliche Flächen von einem braun-schwarzen Belag überzogen. In der Norm ISO 14104 [19] wird für die Ätzung in Wasser eine Salpetersäurekonzentration von 3÷5% (Volumenprozent) vorgeschlagen. Bei den Vorversuchen zur vorliegenden Arbeit hat sich gezeigt, dass diese Säurekonzentration bei den verwendeten Werkstoffen zu einer starken Überätzung der Zahnflanken führt. Aufgrund der praktischen Prüferfahrung eines Industriepartners und in Anlehnung an [23] wurde die Konzentration der Salpetersäure daher auf 1,5÷2% reduziert, was zu deutlich besseren, aussagekräftigeren Ätzergebnissen führte.

Nach dem Ätzen in Salpetersäure wurden die Prüfräder in Wasser gespült und anschließend in 4÷6%-iger Salzsäure (HCl) 45 Sekunden lang gebleicht. Dabei verfärbten sich die Zahnflankenbereiche, die keine Anlasseffekte aufweisen von braun-schwarz in hellgrau/hellbraun, während Bereiche mit einer Randzonenbeeinflussung durch Schleifbrand dunkelgrau bis schwarz bleiben.

Nach einer nochmaligen Spülung in Wasser wurden die Prüfräder in wässriger Natriumlauge (NaOH) mit $\text{pH} = 10$ neutralisiert. Zur Vermeidung einer sofort einsetzenden intensiven Korrosion wurden die Prüfräder in einem letzten Arbeitsschritt mit Warmluft getrocknet und durch Eintauchen in dünnflüssiges FVA-Referenzöl Nr. 1 konserviert.

Da die Ergebnisse und die Reproduzierbarkeit der Nitalätzung in erster Linie von gleichbleibenden Säurekonzentrationen abhängen, wurden diese durch laufende pH-Wert-Kontrollen und regelmäßiges Neuansetzen der Ätzbäder sichergestellt.

Bild 41 zeigt beispielhaft angeätzte Zahnflanken der unterschiedlichen Prüfvarianten (Verzahnungsvariante II für Hauptuntersuchungen) nach der Hartfeinbearbeitung im Teilwälzschleifverfahren. Anhand der unterschiedlich dunkel gefärbten Zahnflanken wird der durch die Randzonenbeeinflussung beim Schleifen verursachte, verschieden starke Anlasseffekt ersichtlich.

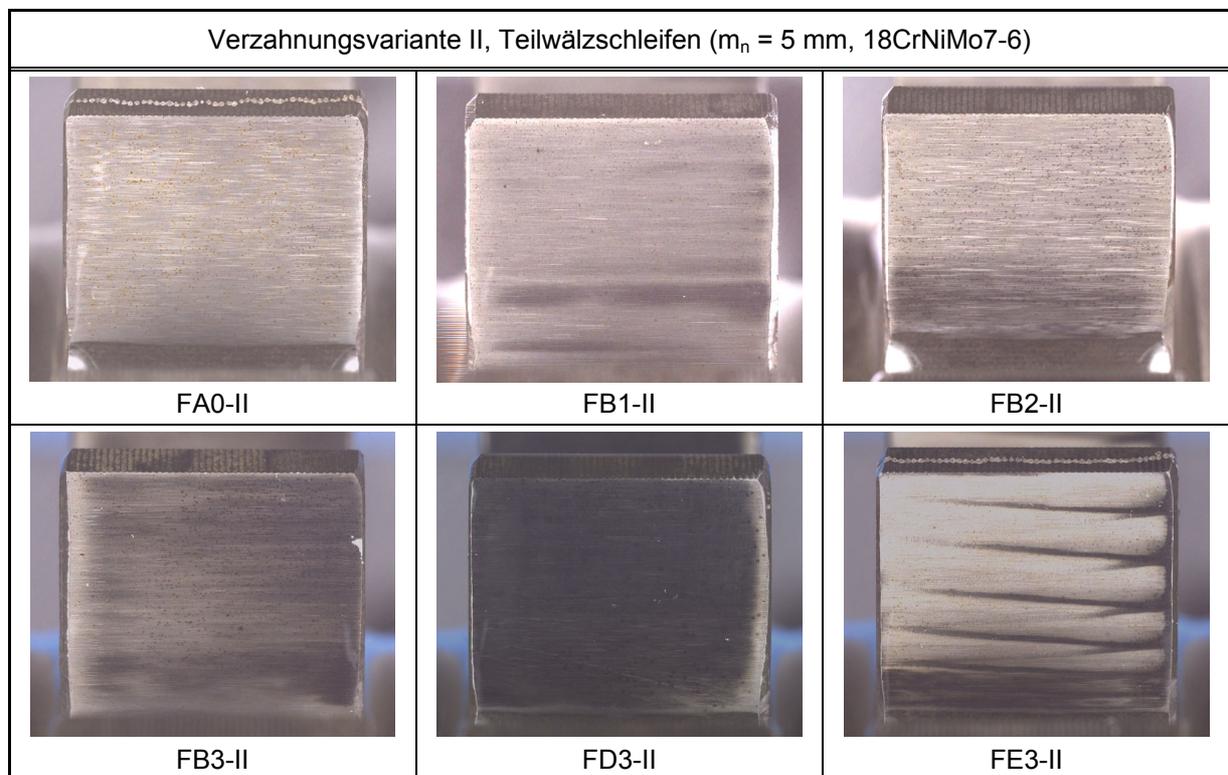


Bild 41 Ätzbilder der im Teilwälzschleifverfahren hartfeinbearbeiteten Prüfvarianten (Hauptverzahnungsvariante II), Nitalätzung nach ISO 14104 [19]

Während die Prüfvariante FA0-II keine dunkel gefärbten Flankenbereiche aufweist und damit eine Randzonenbeeinflussung durch Schleifbrand auszuschließen ist, wurden bei den Prüfvarianten FB1-II, FB2-II und FB3-II leichte Anlasszonen bei der Nitalätzung sichtbar, die sich im Wesentlichen in den durch Schleifbrand geschädigten Flächenanteilen auf den Zahnflanken, nicht aber in ihrer Intensität unterscheiden. Wie durch die entsprechenden Schleifstrategien bei der Hartfeinbearbeitung der Prüfräder angestrebt, liegt bei den Varianten FB1-II und FB2-II eine leichte Randzonenbeeinflussung auf $< 10\%$ bzw. rund 25% der aktiven Flankenfläche im Bereich

der Fußflanke vor. Bei der Variante FB3-II erstrecken sich die Anlasszonen hingegen über die gesamte Zahnflanke.

Die Randzonen der Prüfritzel der Variante FD3-II wurden bei der Schleifbearbeitung ebenfalls über den gesamten Flankenbereich geschädigt. Wie die wesentlich dunklere Verfärbung der Zahnflanken im Vergleich zu den Varianten der Klasse B zeigt, liegt bei dieser Prüfvariante eine deutlich stärkere Randzonenbeeinflussung vor.

Die stärkste Randzonenschädigung durch Schleifen wurde bei den Prüfritzeln der Prüfvariante FE3-II erzeugt, die in den entsprechenden Ätzbildern eine starke Neuhärtung über der gesamten Zahnflanke aufweisen. Bei dieser Variante wurden die Zahnflanken während der Hartfeinbearbeitung bis über ihre Austenitisierungstemperatur erhitzt und anschließend vom Kühlschmierstoff abgeschreckt. Dabei kam es im Randzonenbereich zur Bildung von sehr hartem, tetragonalen Martensit, der sich mit Salpetersäure kaum anätzen lässt. Die Zahnflankenoberfläche erscheint in diesen Bereichen nach der Nitalätzung daher weiß.

Es sei noch mal darauf hingewiesen, dass die in **Bild 41** beispielhaft dargestellten Ätzbilder bzw. Randzonenzustände durch den entsprechenden Aufwand bei der Hartfeinbearbeitung relativ gleichmäßig über den Radumfang der einzelnen Prüfritzel eingestellt werden konnten und dass die jeweils vorliegende Randzonenbeeinflussung auf den Zahnflanken erst im angeätzten Zustand sichtbar wurde.

In **Bild 42** sind Ätzbilder von Prüfritzeln der Verzahnungsvariante II beispielhaft dargestellt, die bei der Fa. Höfler Maschinenbau GmbH im Profilformschleifverfahren hartfeinbearbeitet wurden.

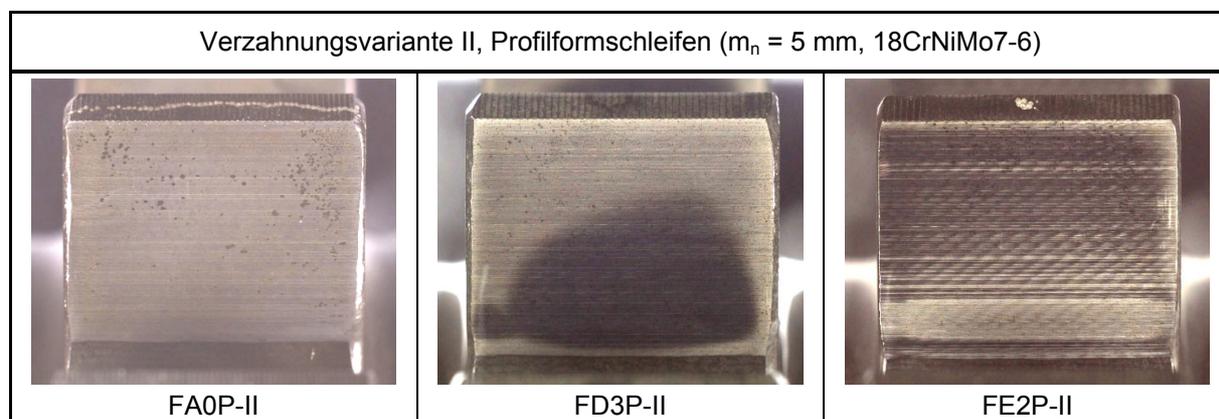


Bild 42 Ätzbilder der im Profilformschleifverfahren hartfeinbearbeiteten Prüfvarianten (Verzahnungsvariante II), Nitalätzung nach ISO 14104 [19]

Anhand der Ätzbefunde wurden die profilformgeschliffenen Ritzel der Verzahnungsvariante II folgenden Prüfvarianten zugeordnet:

- FA0P-II \Rightarrow keine Randzonenschädigung durch Schleifen
- FD3P-II \Rightarrow starker Schleifbrand auf $> 25\%$ der aktiven Flanke
- FE2P-II \Rightarrow Neuhärtung auf $10\div 25\%$ der aktiven Flanke

Bei der Prüfvariante FD3P-II mit starker Randzonenbeeinflussung liegt die Schleifbrandschädigung dabei hauptsächlich im dem für die Grübchenbildung kritischen Bereich der Fußflanke.

Die Prüfvariante FE2P-II zeigt im untersten Fußflankenbereich einen Streifen mit Neuhärtung, der über der gesamten Zahnbreite vorliegt und in Zahnhöhenrichtung unterhalb des Wälzkreises ausläuft. Oberhalb der Neuhärtungszone ist die Zahnflanke deutlich dunkler gefärbt, was auf eine stark angelassene Randzone (Schleifbrandklasse D) in diesem Flankenbereich hindeutet.

Die Zuordnung der geschliffenen Prüfritzel der Verzahnung I zu den unterschiedlichen Prüfvarianten erfolgte anhand der in **Bild 43** beispielhaft dargestellten Ätzbilder. Danach liegen von der Verzahnungsvariante I teilwälzgeschliffene Prüfvarianten ohne Randzonenbeeinflussung (FA0-I) und mit starker Schleifbrandschädigung (FD3-I) vor.

Weitere Prüfritzel dieser Verzahnungsvariante wurden im Profilformschleifverfahren hartfeinbearbeitet und aufgrund ihres Ätzbildes dem Randzonenzustand, bzw. der Prüfvariante FB2P-I zugeordnet. Die Ritzel dieser Prüfvariante weisen eine leichte Schleifbrandschädigung im Fußflankenbereich, mit einem Flächenanteil von $10 \div 25\%$, auf.

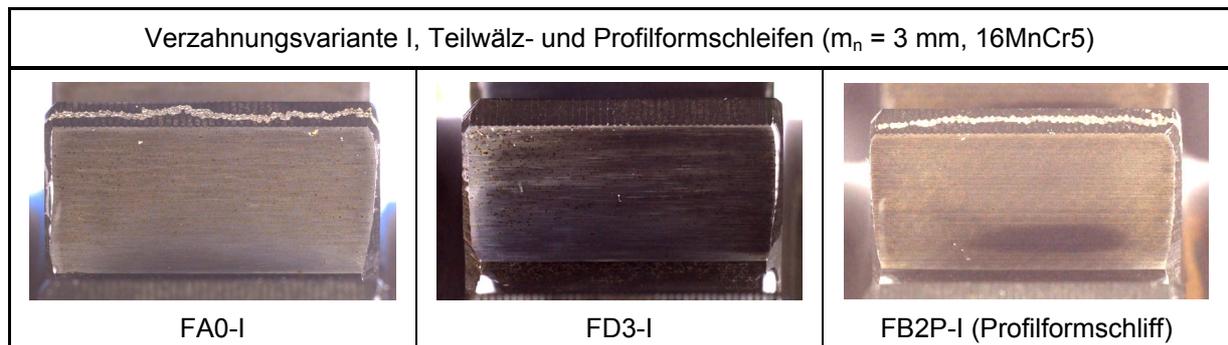


Bild 43 Ätzbilder der im Teilwälz- und Profilformschleifverfahren hartfeinbearbeiteten Prüfvarianten (Verzahnungsvariante I), Nitalätzung nach ISO 14104 [19]

5.2 Zerstörende Prüfverfahren

Nach der Hartfeinbearbeitung wurden die Randzonenzustände der gefertigten Prüfvarianten an ausgewählte Flanken bzw. Flankenbereichen in metallographischen und röntgenographischen Untersuchungen stichprobenartig analysiert. Dabei wurde von jeder untersuchten Variante jeweils ein Prüfritzel untersucht. Da aus schleiftechnischen Gründen nur eine geringe Anzahl von Prüfritzeln der Varianten FB1-II und FB2P-I vorlagen, wurden an diesen Varianten keine zerstörenden Untersuchungen vor dem Prüflauf zur Flankentragfähigkeit durchgeführt.

Die im Rahmen der zerstörenden Untersuchungen ermittelten Tiefenverläufe von Härte und Eigenspannung dienen nicht nur zur genaueren Charakterisierung der Randzonenzustände der unterschiedlichen Prüfvarianten, sondern im Wesentlichen

auch zur Kalibrierung der hier eingesetzten zerstörungsfreien 3MA-Prüftechnik (siehe **Abschnitt 5.3.2**).

5.2.1 Metallographische Untersuchungen

An jeweils einem Ritzelzahn jeder Prüfvariante wurde ein Querschliff, d.h. ein Schliff quer zur Walzrichtung des verwendeten Stangenmaterials, nach metallographischen Standardmethoden angefertigt. Die daran durchgeführten metallographischen Untersuchungen beschränkten sich auf die beim Schleifen beeinflussten oberflächennahen Randzonenbereiche an den Zahnflanken. Prüfvarianten ohne bzw. mit einer Randzonenschädigung über der gesamten Zahnflanke wurden im Fußflankenbereich in Zahnbreitenmitte untersucht. Bei den Varianten mit einer örtlichen Randzonenbeeinflussung durch das Schleifen orientierte sich die Lage der angefertigten Gefügebilder sowohl in Zahnhöhen- als auch Zahnbreitenrichtung an den durch die vorangegangene Nitalätzung sichtbar gemachten Anlasszonen auf der Zahnflanke.

Zur Entwicklung der jeweiligen Randgefüge wurden die angefertigten Querschliffe mit alkoholischer Salpetersäure angeätzt. Die verwendeten Konzentrationen der Salpetersäure sowie die Ätzzeiten richteten sich dabei der Versuchserfahrung entsprechend nach dem jeweiligen Werkstoff der Prüfvariante und sind aus **Tabelle 8** zu entnehmen.

Verzahnungsvariante	Werkstoff	Konzentration der Salpetersäure	Ätzzeit
I	16MnCr5	1% in Ethanol	60 s
II	18CrNiMo7-6	3% in Ethanol	20 s

Tabelle 8 Konzentrationen der Salpetersäure und Ätzzeiten zur Entwicklung der metallographischen Gefügebilder (Randgefüge)

Bild 44 auf der folgenden Seite zeigt die angefertigten Schliffbilder der hier untersuchten Prüfvarianten, die mit 50-facher Vergrößerung aufgenommen wurden, im Vergleich. Wie bei den oben dargestellten Ätzbildern, werden auch anhand der metallographischen Gefügebilder die Unterschiede zwischen den Prüfvarianten anhand der verschiedenen starken Anlasszonen auf der Zahnflanke deutlich.

In der obersten Bildreihe sind die Schliffbilder der im Teilwälzschleifverfahren geschliffenen Hauptverzahnungsvariante II ($m_n = 5$ mm, 18CrNiMo7-6) dargestellt. Im Unterschied zum Randgefüge der Referenzvariante ohne Randzonenbeeinflussung FA0-II sind in den übrigen Schliffbildern Anlasszonen im Bereich der aktiven Zahnflanke ersichtlich. Die Prüfvarianten FB2-II und FB3-II weisen Anlasszonen auf, die sich bis in eine Werkstofftiefe von rund 0,1 mm erstrecken. Dabei liegt bei der Variante FB2-II die Randzonenbeeinflussung nur im Fußflankenbereich vor.

Die Verfärbung und Ausdehnung der angelassenen Randzonen bis in 0,4 mm Werkstofftiefe deutet bei der Prüfvariante FD3-II auf eine noch stärkere Schleifbrandschädigung hin.

Das Schliffbild der Variante FE3-II zeigt ausgeprägte, bis zu 0,1 mm dicke, weiße Neuhärtungszonen im oberflächennahen Randzonenbereich, die dem Ätzbild der

Zahnflanken nach der Nitalätzung (**Bild 41**) entsprechend jedoch nicht vollständig zusammenhängen. Erwartungsgemäß liegt zwischen und unter den neugehärteten Flankenbereichen ein stark angelassenes, dunkel verfärbtes Gefüge bis in eine Werkstofftiefe von 0,5 mm vor.

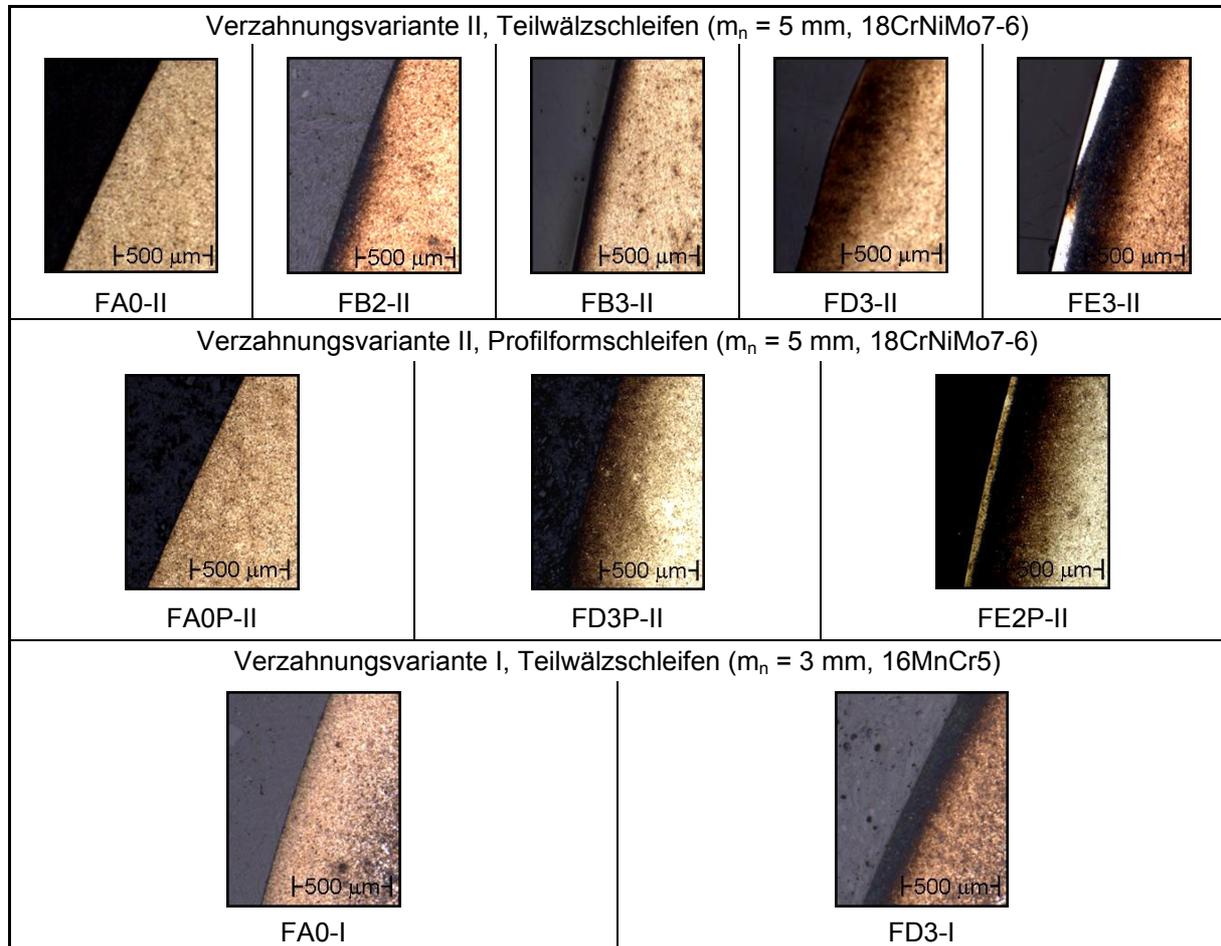


Bild 44 Gefügebilder der unterschiedlichen Prüfvarianten im Bereich der durch Schleifen beeinflussten Randzonen an der Zahnflanke (50-fache Vergrößerung)

Die Gefügebilder der profilformgeschliffenen Prüfvarianten (Verzahnung II) in der zweiten Bildreihe zeigen Zahnflanken ohne (FA0P-II) bzw. mit stark angelassener (FD3P-II) Randzone sowie die Neuhärtungszone im Fußflankenbereich der Variante FE2P-II.

Wie bei der teilwälzgeschliffenen Variante mit ähnlich starker Randzonenbeeinflussung erstreckt sich bei der Prüfvariante FD3P-II die Anlasszone bis in rund 0,4 mm Werkstofftiefe. Der Anlassseffekt, d.h. die Verfärbung der beeinflussten Randzone, scheint bei diesen Prüfritzeln dabei etwas geringer zu sein, als bei der vergleichbaren teilwälzgeschliffenen Variante.

Im Fußflankenbereich der Variante FE2P-II ist an der Oberfläche eine zusammenhängende dünne Neuhärtungsschicht von 0,05 mm Dicke zu erkennen. Darunter erstreckt sich ein stark angelassenes Randgefüge bis in eine Werkstofftiefe von rund 0,4 mm.

Die unterste Bildreihe (**Bild 44**) zeigt Gefügebilder von teilwälzgeschliffenen Prüfritzeln der Verzahnungsvariante I ($m_n = 3 \text{ mm}$, 16MnCr5). Die Zuordnung der Prüfritzel anhand der Nitalätzung zu den entsprechenden Prüfvarianten wird auch hier durch die metallographischen Schlitte bestätigt. So liegen von der Verzahnung I zwei teilwälzgeschliffene Prüfvarianten FA0-I und FD3-I vor, die keine bzw. eine starke Randzonenbeeinflussung bis in 0,2 mm Werkstofftiefe aufweisen.

An den angefertigten Querschliffen wurden ebenfalls Vickers-Härtemessungen im Kleinkraftbereich (HV1) nach DIN EN ISO 6507-1 [12] durchgeführt. Dadurch konnten die in **Bild 45** dargestellten Härtetiefenverläufe im Bereich der beeinflussten Randzonen, sowie die Einsatzhärtungstiefen der unterschiedlichen Prüfvarianten nach der Hartfeinbearbeitung ermittelt werden. Auch bei diesen Untersuchungen orientierte sich die Position der Härteeindrücke sowohl in Zahnhöhen- als auch Zahnbreitenrichtung an den durch die Nitalätzung bzw. in den metallographischen Schlitfen sichtbar gemachten Anlasszonen auf der Zahnflanke.

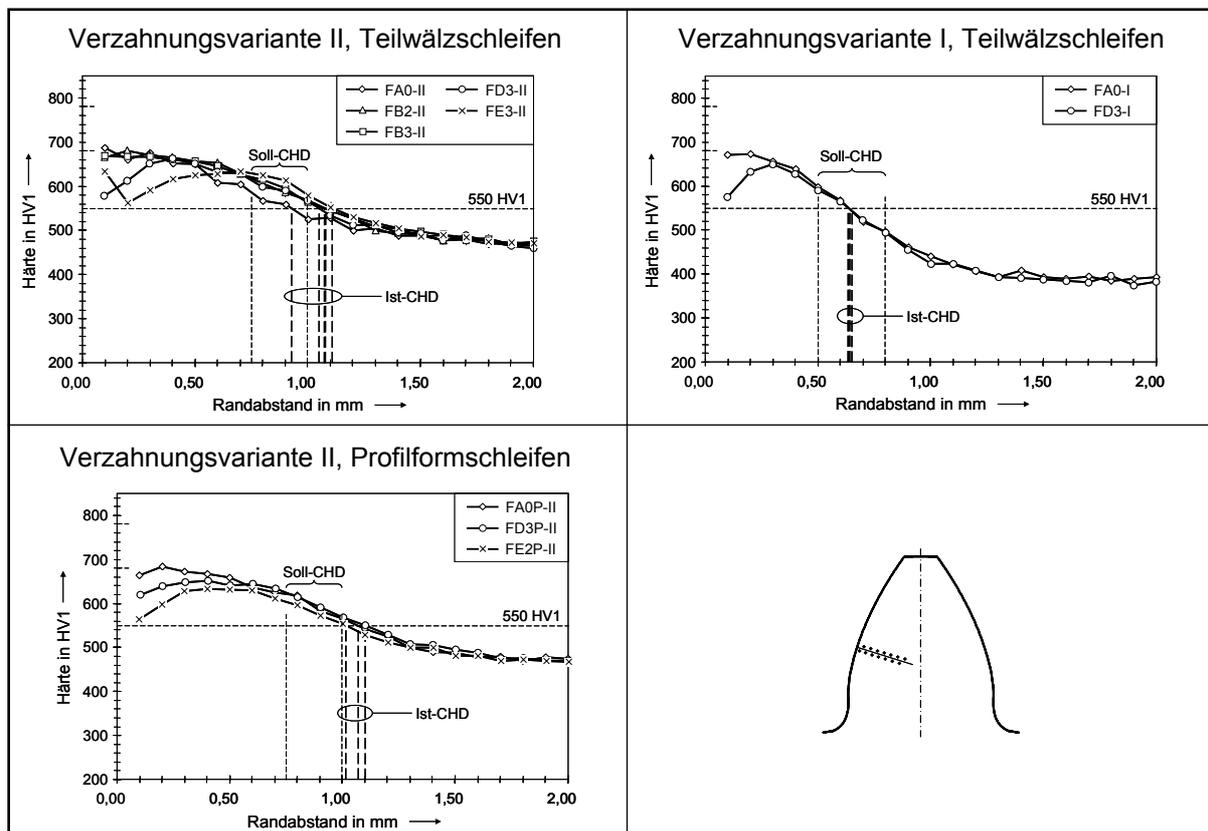


Bild 45 Härtetiefenverläufe der unterschiedlichen Prüfvarianten nach der Hartfeinbearbeitung

Nach DIN EN ISO 2639 [10] ist die Ermittlung oberflächennaher Härtewerte nach Vickers (HV1, Prüflast 9,8 N) erst ab einem Randabstand von 0,1 mm zulässig. Bei Messungen näher an der Oberfläche ist aufgrund der fehlenden Stützwirkung des Werkstoffes mit größeren Härteeindrücken zu rechnen, was zu einer Verfälschung des Prüfergebnisses (Härtewertes) in diesem Bereich führen kann.

In den beispielhaft dargestellten Härtetiefenverläufen ist daher bei den Prüfvarianten mit einer leichten Randzonenbeeinflussung (Schleifbrandklasse B nach [19]) keine

Härteminderung durch den vorliegenden Anlassseffekt in der Randzone zu erkennen. Wie die metallographischen Schliffbilder (siehe **Bild 44**) zeigen, beschränken sich die Anlasszonen bei diesen Prüfvarianten auf Werkstofftiefen $< 0,1$ mm und sind damit durch eine konventionelle Härtemessung nicht erfassbar.

Die Prüfvarianten mit einer stärkeren Randzonenschädigung bzw. mit Neuhärtung (Klassen D und E) weisen dagegen bis zu Randabständen von $0,3 \div 0,5$ mm deutlich niedrigere Härtewerte auf als die Referenzvarianten ohne Schleifbrand. Dabei konnte bei den Prüfvarianten mit Neuhärtung (FE3-II und FE2P-II) die typische Zunahme der Härte im oberflächennahen Bereich aus den obengenannten messtechnischen Gründen bei diesen Untersuchungen nicht erfasst werden.

Um aussagekräftigere Härtewerte zu den einzelnen Prüfvarianten, gerade für den hinsichtlich der Randzonenbeeinflussung maßgebenden oberflächennahen Werkstoffbereich zu erhalten, kam in der vorliegenden Arbeit zusätzlich ein sogenanntes Oberflächenhärteprüfgerät zum Einsatz. Die entsprechende Prüftechnik und die damit ermittelten Untersuchungsergebnisse sind in **Abschnitt 5.3.1** näher beschrieben. In Bezug auf die Einsatzhärtungstiefe (CHD) belegen die metallographisch ermittelten Härtetiefenverläufe, dass bei den Prüfvarianten der Verzahnung II ($m_n = 5$ mm, 18CrNiMo7-6) Einsatzhärtungstiefen von $CHD = 0,9 \div 1,1$ mm vorliegen und damit die Zeichnungsvorgaben geringfügig überschritten werden. Mit Einsatzhärtungstiefen $CHD = 0,63 \div 0,65$ mm wurde bei den Prüfvarianten der Verzahnung I ($m_n = 3$ mm, 16MnCr5) der Soll-Bereich hingegen eingehalten.

5.2.2 Röntgenographische Untersuchungen

Die Ermittlung von Eigenspannungs- und Restaustenittiefenverläufen in den Randzonen der geschliffenen Prüfvarianten erfolgte in einem Röntgendiffraktometer der Fa. Seifert im Ψ -Verfahren. Die Messungen wurden an der aktiven Zahnflanke in Zahnbreitenmitte auf ca. halber Zahnhöhe oder, bei entsprechendem Ätzbefund, im Bereich der vorliegenden örtlichen Randzonenbeeinflussung, durchgeführt.

Der Durchmesser des Messfleckes betrug etwa 2 mm. Wegen der teilweise schlechten Zugänglichkeit der Messstellen wurden entsprechende Proben (Radsegmente) aus den Prüfritzeln herausgeschnitten und der dem Messzahn benachbarte Zahn abgetrennt

(**Bild 46**). Bei diesen Präparationsschritten wurde auf eine ausreichende Kühlmittelzufuhr geachtet, um eine thermische Beeinflussung der Probe und damit eine Veränderung des zu messenden Eigenspannungszustandes auszuschließen.

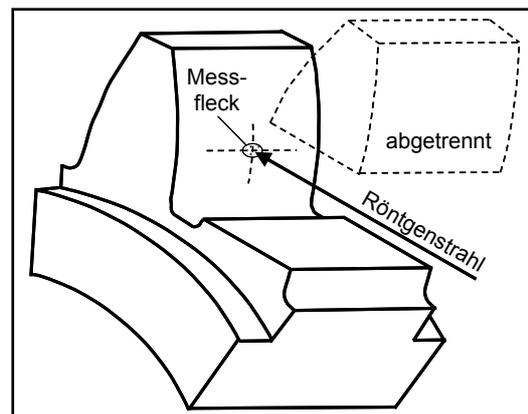


Bild 46 Probe (Radsegment) für die röntgenographischen Untersuchungen (schematisch)

Die durchgeführten Eigenspannungsmessungen beruhen auf dem Prinzip der Beugung von Röntgenstrahlen am Kristallgitter des Werkstoffes. Anhand der Verschiebung des Beugungswinkels der Interferenzlinien einer definierten kristallinen Phase (hier Martensit, Netzebene 211) gegenüber dem eigenspannungsfreien Zustand, können mit Hilfe der Braggschen Gleichung die Dehnungen des Atomgitters messtechnisch erfasst werden. Die gemessenen Gitterdehnungen werden anschließend über linear-elastische Zusammenhänge und unter Annahme eines ebenen Eigenspannungszustandes in die Haupteigenspannungen parallel zur Zahnflankenoberfläche umgerechnet [24].

Mit dem hier verwendeten röntgenographischen Messverfahren wurden Eigenspannungen 1. und 2. Art nach der allgemein üblichen Einteilung [58], [73] tangential zur Zahnkontur ermittelt. Die gemessenen Eigenspannungen sind damit über mehrere (1. Art) bzw. über ein Korn (2. Art) in Betrag und Richtung homogen.

Der Mengenanteil der im Werkstoff vorliegenden Phasen, hier Martensit und Restaustenit, ist proportional zur Intensität der jeweiligen Interferenzen. Die quantitative Phasenanalyse des Werkstoffes und damit die Bestimmung des Restaustenitgehaltes in der Randzone erfolgt daher anhand einer integralen Auswertung der ermittelten Interferenzintensitäten.

Aufgrund der geringen Eindringtiefe der Röntgenstrahlung (bei Metallen nur wenige μm) ist zur Ermittlung von Eigenspannungs- und Restaustenittiefenverläufen nach jeder Messung ein elektrolytisches Abtragen der oberen Werkstoffschichten notwendig. Bei den hier durchgeführten Untersuchungen zur Charakterisierung der unterschiedlichen Randzonenausbildungen durch das Zahnflankenschleifen erfolgte dies in acht Stufen bis zu einer Werkstofftiefe von 0,64 mm.

In **Bild 47** sind die Eigenspannungs- und Restaustenittiefenverläufe der untersuchten Prüfvarianten einander gegenüber gestellt. In Abhängigkeit der jeweils vorliegenden Randzonenbeeinflussung durch das Schleifen sind signifikante Unterschiede zwischen den Eigenspannungszuständen der Prüfvarianten festzustellen. Unabhängig von der Verzahnungsvariante und dem Schleifverfahren (Teilwälzschleifen/Profilformschleifen) liegen bei den Prüfvarianten ohne Randzonenbeeinflussung (Schleifbrandklasse A) über dem gesamten analysierten Tiefenbereich Druckeigenspannungen vor. Mit zunehmender Randzonenschädigung bilden sich unterhalb der Oberfläche Zugeigenspannungen aus, die bei den Prüfvarianten der Klasse B (leichter Schleifbrand) Maxima von $200\div 300\text{ N/mm}^2$, bei den Prüfvarianten der Klasse D (starker Schleifbrand) Maxima von $450\div 650\text{ N/mm}^2$ erreichen.

Bei der Prüfvariante FB2-II mit örtlich unterschiedlicher Randzonenausbildung auf der Zahnflanke wurden sowohl im Fuß- als auch im Kopfflankenbereich Tiefenverläufe ermittelt. Während im geschädigten Fußflankenbereich unter der Oberfläche Zug-

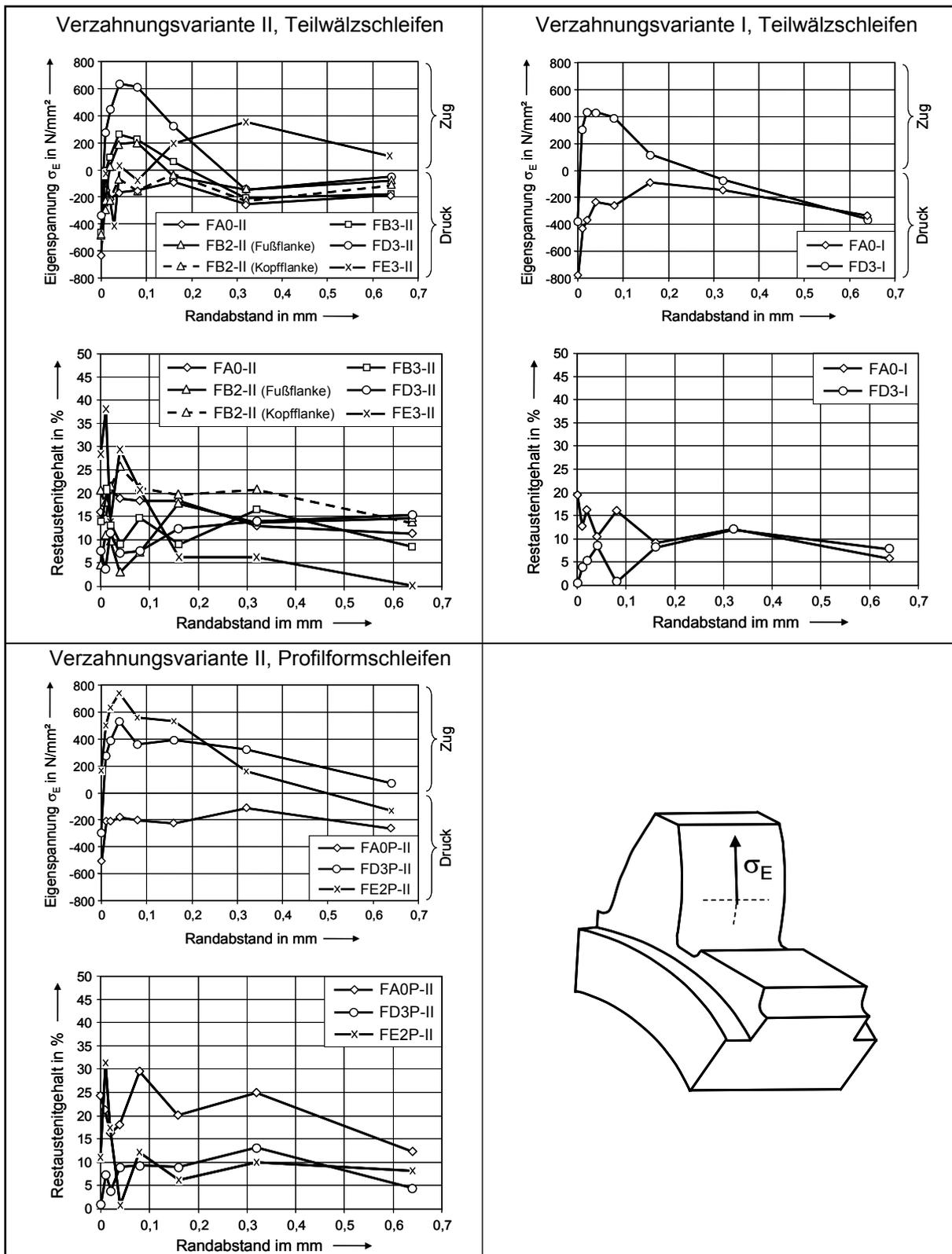


Bild 47 Eigenspannungs- und Restaustenittiefenverläufe der unterschiedlichen Prüfvarianten nach der Hartfeinbearbeitung

eigenspannungen bis zu 200 N/mm² vorliegen, ergaben die gemessene Druckeigenspannungen im Kopfflankenbereich einen Tiefenverlauf der dem der schleifbrandfreien Referenzvariante entspricht.

Bei der teilwälzgeschliffenen Prüfvariante FE3-II mit ausgeprägten Neuhärtungszonen ergaben sich im oberflächennahen Bereich aufgrund des stark verzerrten Kristallgitters des hier vorliegenden tetragonalen Martensits Druckeigenspannungen mit starken Schwankungen, die ab einer Werkstofftiefe von 0,1 mm (Bereich des stark angelassenen Gefüges unterhalb der Neuhärtungszonen) in Zugeigenspannungen übergehen.

Ein Vergleich zwischen den unterschiedlichen Schleifverfahren (Teilwälzschleifen/Profilformschleifen) zeigt, dass bei der profilformgeschliffenen Prüfvariante mit starker Randzonenschädigung FD3P-II Zugeigenspannungen vorliegen, die sich bis in Werkstofftiefen $> 0,64$ mm erstrecken. Bei der teilwälzgeschliffenen Prüfvariante FD3-II mit vergleichbarer Randzonenbeeinflussung wurden dagegen bereits ab einem Randabstand von rund 0,3 mm wieder Druckeigenspannungen gemessen.

In Bezug auf die ermittelten Restaustenitgehalte lässt sich anhand der in **Bild 47** dargestellten Tiefenverläufe eine tendenzielle Abnahme des Restaustenites mit zunehmender Randzonenbeeinflussung durch Schleifbrand feststellen. Diese ist auf die Anlasseffekte zurückzuführen, die beim „fehlerhaften“ Schleifen durch eine zu hohe Wärmezufuhr hervorgerufen werden und zum Abbau des Restaustenites, ähnlich wie beim Anlassen nach dem Härten, führen.

Wird die Wärmezufuhr beim Schleifen jedoch so hoch, dass es zur Neuhärtung kommt, so liegt in den entsprechenden Zonen ein nicht angelassenes Härtegefüge mit höheren Restaustenitgehalten vor, die über denen des Ausgangszustandes vor dem Schleifen liegen.

Weiterhin zeigen die durchgeführten röntgenographischen Untersuchungen, dass bei allen Prüfvarianten, ausgenommen der profilformgeschliffenen Variante mit Neuhärtung FE2P-II, direkt an der Oberfläche Druckeigenspannungen zwischen

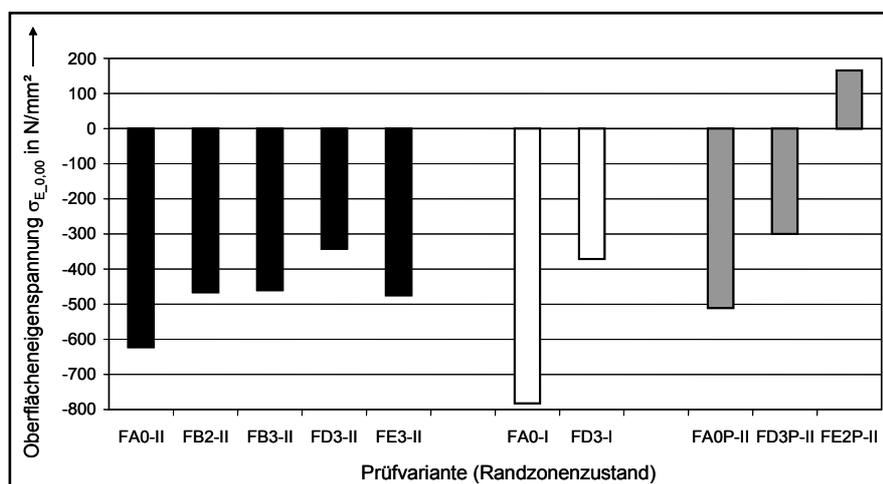


Bild 48 Oberflächeneigenspannungen in Abhängigkeit des Randzonenzustandes nach dem Schleifen

-800 und -300 N/mm^2 vorliegen (**Bild 48**). Dabei nehmen die Druckeigenspannungen an der Oberfläche mit zunehmender Randzonenbeeinflussung zwar tendenziell etwas ab, lassen aber nur bedingt eine Aussage zum Vorliegen einer Schleifbrand-schädigung und deren Intensität zu. Dazu sind weiterführende Informationen in Form von Tiefenverläufen unerlässlich.

Die genaue Ursache für die Zugeigenstressungen, die an der profilformgeschliffenen Variante mit Neuhärtung an der Oberfläche gemessen wurden, konnte im Rahmen dieses Vorhabens nicht geklärt werden.

Anhand der in **Bild 49** zusammenfassend dargestellten, röntgenographisch gemessenen Eigenstressmaxima, sind die aus der Schleifbearbeitung resultierenden Unterschiede zwischen den einzelnen Prüfvarianten noch einmal deutlich erkennbar. Die gemessenen

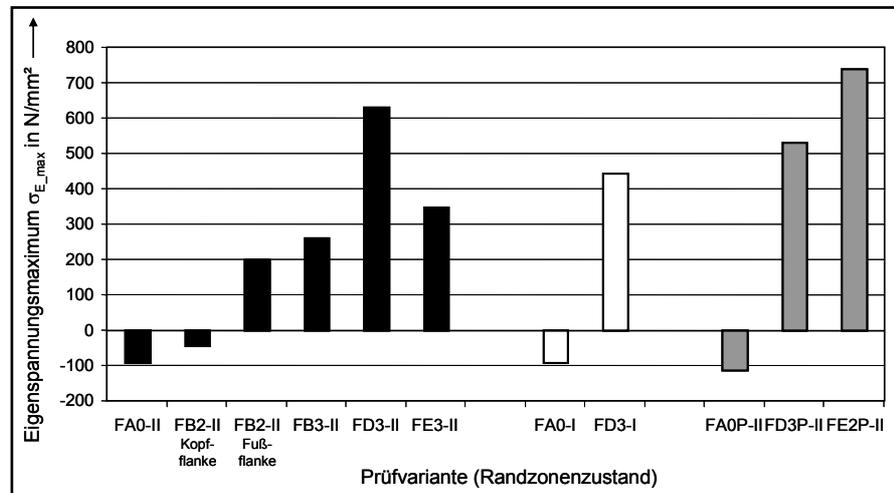


Bild 49 Eigenstressmaximum in Abhängigkeit des Randzonenzustandes nach dem Schleifen

liegen bei allen Prüfvarianten stets unterhalb der Bauteiloberfläche; bei den Varianten der Schleifbrandklassen B und D z.B. in einem Werkstofftiefenbereich von 0,04 bis 0,08 mm.

5.3 Zerstörungsfreie Prüfverfahren

Ein Schwerpunkt der vorliegenden Arbeit war die Ermittlung und Charakterisierung von Randzonenzuständen nach der Hartfeinbearbeitung mit Hilfe von zerstörungsfreien Prüfverfahren. Dabei sollten unterschiedliche moderne Prüftechniken, insbesondere mikromagnetische Prüfverfahren, die eine zerstörungsfreie Randzonenanalyse ermöglichen, eingesetzt und hinsichtlich ihrer Aussagefähigkeit und Zuverlässigkeit überprüft werden.

Die unterschiedlichen Randzonenausbildungen der im Rahmen des Vorhabens geschliffenen Prüfritzel wurden daher mit den im Folgenden beschriebenen Prüfverfahren umfassend untersucht. Da es sich um zerstörungsfreie Prüfverfahren handelt, erfolgten die Untersuchungen an Prüfritzeln aller Varianten, die anschließend im Laufversuch hinsichtlich ihrer Flankentragfähigkeit geprüft wurden. Damit konnte ein direkter Zusammenhang zwischen den gemessenen Randzoneneigenschaften und der ermittelten Flankentragfähigkeit sichergestellt werden.

5.3.1 Oberflächenhärtemessung (ESATEST)

Die zerstörungsfreie Messung der Oberflächenhärte erfolgte mit dem in **Bild 50** dargestellten dynamischen Härteprüfgerät ESATEST MTR der Fa. Ernst.

Im Gegensatz zu konventionellen Härteprüfgeräten besteht das Arbeitsprinzip dieses Verfahrens in der Messung des elektrischen Widerstandes zwischen der metallischen Fassung des Diamanteindringkörpers und dem Prüfteil.

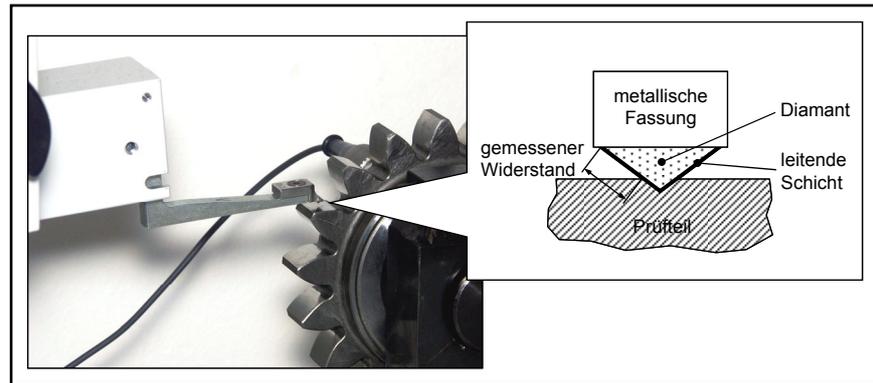


Bild 50 Oberflächenhärteprüfer ESATEST MTR, Messprinzip

Da es sich bei Diamant um einen elektrischen Isolator handelt, wird dieses Messverfahren erst durch eine Ionimplantation, die zu einer leitenden Schicht auf der Oberfläche des Eindringkörpers führt, ermöglicht.

Während der Messung wird der Widerstand in Abhängigkeit der aufgebrachten Prüflast, die von 2,94 N stetig auf 9,81 N erhöht wird, bestimmt und liefert dadurch einen Rückschluss auf die jeweilige Größe des Eindruckes an der Oberfläche. Diese kann anhand von Kalibrierkurven, die vor der eigentlichen Messung an einer Vergleichsplatte definierter Härte aufgenommen wurden, in die jeweilige vorliegende Oberflächenhärte umgerechnet werden.

Für die hier durchgeführten Oberflächenhärtemessungen an den geschliffenen Prüfritzeln wurde das Prüfgerät mit einer Vergleichsplatte der Härte 741 HV1 kalibriert. Dementsprechend liefern die Messungen Oberflächenhärtewerte derselben Einheit. Da die Einheit „HV1“ üblicherweise die genau definierte metallographische Härteprüfung nach Vickers [12] beschreibt, wird im Folgenden durch den Zusatz „ESATEST“ eigens darauf hingewiesen, dass die Oberflächenhärte mit diesem vergleichenden Prüfverfahren ermittelt wurde.

An ausgewählten hartfeinbearbeiteten Ritzeln der unterschiedlichen Prüfvarianten wurde vor dem Laufversuch die Oberflächenhärte im Bereich der Fuß- und Kopfflanke sowie am Wälzkreis in Zahnbreitenmitte gemessen. Die Messungen erfolgten jeweils an drei über dem Radumfang gleichmäßig verteilten Zahnflanken. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind als Mittel-

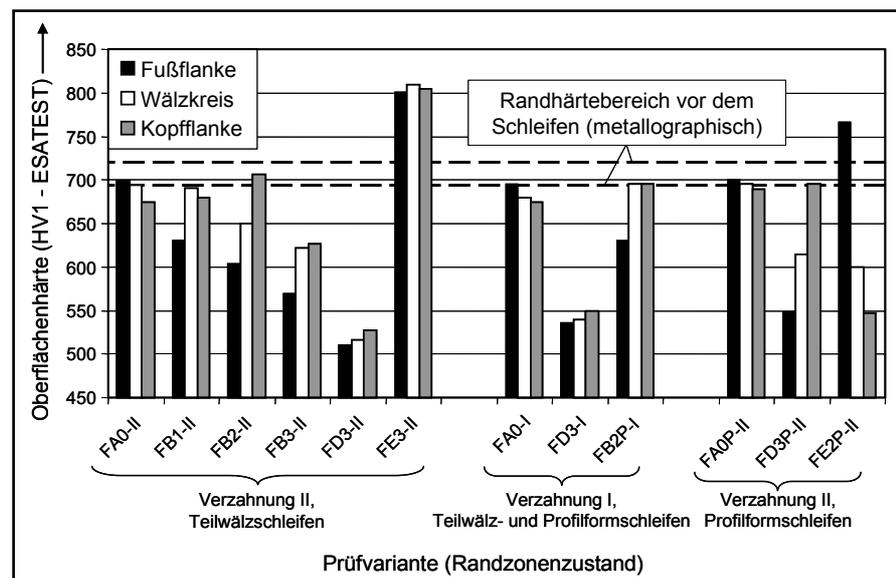


Bild 51 Oberflächenhärte (Mittelwerte, ESATEST) in Abhängigkeit des Randzonenzustandes nach dem Schleifen

werte in **Bild 51** dargestellt. Die Streuungen der gemessenen Oberflächenhärtewerte steigen dabei mit zunehmender Randzonenbeeinflussung leicht an und betragen innerhalb einer Prüfvariante maximal ± 35 HV1-ESATEST.

An den Prüfvarianten ohne Randzonenbeeinflussung (Schleifbrandklasse A) wurden in allen untersuchten Flankenbereichen Oberflächenhärtewerte von rund 680÷700 HV1-ESATEST gemessen. Diese Werte liegen etwas unterhalb der in 0,1 mm Werkstofftiefe metallographisch ermittelten Randhärtewerte vor und nach dem Schleifen.

Mit zunehmender Schleifbrandschädigung nehmen die gemessenen Oberflächenhärtewerte im Bereich der Randzonenbeeinflussung erwartungsgemäß deutlich ab. Dabei konnte im Gegensatz zu den metallographischen Härtemessungen mit diesem Prüfverfahren auch bei den Varianten der Schleifbrandklasse B (leichte Randzonen-schädigung) eine Minderung der Oberflächenhärte festgestellt werden. Diese variiert in den geschädigten Bereichen der entsprechenden Varianten zwischen 570 und 630 HV1-ESATEST.

Die stärkste Minderung der Oberflächenhärte im Vergleich zum schleifbrandfreien Referenzzustand wurde an den Prüfvarianten der Klasse D mit starkem Schleifbrand ermittelt. Hier fällt die Härte an der Oberfläche auf Werte zwischen 510 und 550 HV1-ESATEST ab.

Wie die Messungen an den Prüfvarianten der Klasse E belegen, steigt die Oberflächenhärte bei dieser starken Randzonenschädigung in den Zonen mit Neuhärtung auf Werte von 770 bis 810 HV1-ESATEST an.

Vergleicht man die Messwerte die innerhalb einer Prüfvariante in den unterschiedlichen Flankenbereichen (Fußflanke, Wälzkreis, Kopfkreis) ermittelt wurden, so ist bei allen Varianten eine gute Übereinstimmung zwischen den Ätzbildern (Nitalätzung) und den gemessenen Oberflächenhärtewerten festzustellen (siehe auch Abschnitt **5.1** und **5.5**). Bei den Prüfvarianten mit gleichmäßigem Randzonenzustand über der gesamten Zahnflanke wurden in den untersuchten Flankenbereichen jeweils vergleichbare Härtewerte gemessen. Die Varianten mit örtlicher Randzonenbeeinflussung weisen dagegen deutlich unterschiedliche Oberflächenhärtewerte in den untersuchten Bereichen auf. So wurden z.B. bei der profilformgeschliffenen Prüfvariante FE2P-II im Bereich der neugehärteten, hell angeätzten Fußflanke Oberflächenhärtewerte von rund 770 HV1-ESATEST gemessen. Im Bereich des Wälzkreises und der Kopfflanke mit dunkel angeätzten Anlasszonen lagen dagegen im Mittel Härtewerte von 600 bzw. 550 HV1-ESATEST vor.

Verfahrensbedingt führt die Messung der Flankenhärte mit der Oberflächenhärteprüfer ESATEST zu mikroskopisch kleinen Eindrücken auf der Zahnflanke. In den anschließenden Prüfläufen zur Flankentragfähigkeit konnte jedoch kein Einfluss dieser Härteeindrücke auf die Grübchenbildung festgestellt werden. Das Prüfverfahren wurde daher als zerstörungsfrei eingestuft.

Die mit Hilfe des Härteprüfers ESATEST ermittelten Oberflächenhärtewerte der unterschiedlichen Prüfvarianten wurden neben den Ergebnissen der metallographi-

schen und röntgenographischen Untersuchungen zur Kalibrierung der im folgenden Abschnitt beschriebenen mikromagnetischen 3MA-Prüftechnik herangezogen.

5.3.2 3MA-Prüfverfahren

5.3.2.1 Messtechnik und Prüfgerät

3MA ist das Akronym für Mikromagnetischer Multiparameter Mikrostruktur- und Spannungs-Analysator und stellt eine gerätetechnische und methodische Kombination der mikromagnetischen Prüfverfahren magnetisches Barkhausenrauschen, Überlagerungspermeabilität, Oberwellenanalyse des tangentialen Magnetfeldes und Mehrfrequenz-Wirbelstrom dar. Die Prüftechnik basiert auf der Messung verschiedener mikromagnetischer Kenngrößen (Prüfgrößen), die aus den Messsignalen dieser 4 Verfahren abgeleitet werden. Diese Prüfgrößen charakterisieren die magnetische Hystereseschleife, die ein ferromagnetischer Werkstoff beim Anlegen eines äußeren Magnetfeldes durchläuft.

Aufgrund der physikalischen und werkstoffmechanischen Zusammenhänge, die zwischen der Ausbildung der magnetischen Hystereseschleife und werkstoffkundlichen Kenngrößen wie Härte und Eigenspannungen bestehen, können die mikromagnetischen Prüfgrößen nach entsprechender Kalibrierung zur zerstörungsfreien Randzonenanalyse und damit zur Schleifbranderkennung herangezogen werden. In der VDI/VDE Richtlinie 2616 Teil 1 [21] ist die Ermittlung von Härte und Härtetiefe mit Hilfe der am IZFP-Saarbrücken entwickelten mikromagnetischen Prüftechnik (Qualimax, 3MA) angeführt. Unter dem Titel „Prüfung ferromagnetischer Werkstoffe am Beispiel des KEMAG-Verfahrens“, wird dort beschrieben, wie durch die Nutzung eines kombinierten elektromagnetischen Verfahrens quantitative Aussagen zur Härte erzielt werden können.

Die in der vorliegenden Arbeit eingesetzte 3MAII-Technik liefert insgesamt 41 verschiedene mikromagnetische Prüfgrößen, die in **Tabelle 9** angeführt sind.

Bis auf die Mehrfrequenz-Wirbelstrommessung basieren die Verfahren der 3MA-Prüftechnik auf dem zyklischen Ummagnetisieren des Werkstoffs mit Hilfe eines starken Wechsellagerungsfeldes, dessen Amplitude die Koerzitivfeldstärke H_C des Werkstoffs deutlich übersteigt.

Bei einem 3MA-Messzyklus werden zunächst die Messsignale des Barkhausenrauschens, der Überlagerungspermeabilität und der Oberwellenanalyse aufgenommen. Nach einem Entmagnetisierungszyklus erfolgt die Ermittlung der Wirbelstromimpedanzwerte. Die Dauer eines vollständigen Messzyklus beträgt meist nur wenige Bruchteile einer Sekunde. Es sind Wiederholraten der Einzelmessung von bis zu 10 Hz möglich. Üblicherweise werden allerdings mehrere Messungen gemittelt, so dass ein Prüfvorgang meist ca. 1 s dauert.

- Magnetisches Barkhausenrauschen Messung der Profilkurve des Barkhausenrauschens, also des gleichgerichteten Barkhausenrauschen-Signals M als Funktion der magnetischen Feldstärke H_t . Hieraus werden insgesamt 7 Prüfgrößen abgeleitet.	
M_{\max}	Maximale Amplitude der $M(H)$ -Kurve
M_{mean}	Zeitlicher Mittelwert der $M(H)$ -Kurve über einen Magnetisierungszyklus
M_r	$M(H)$ für $H = 0$ A/cm
H_{CM}	Koerzitivfeldstärke, abgeleitet aus der $M(H)$ -Kurve; $H = H_{CM}$ für $M = M_{\max}$
$\Delta H_{25M, 50M, 75M}$	Aufweitung der $M(H)$ -Kurve bei bei 25%, 50% und 75% von M_{\max}
- Überlagerungspermeabilität Messung der Profilkurve der Überlagerungspermeabilität, also des Überlagerungspermeabilität-Signals μ als Funktion der magnetischen Feldstärke H_t . Hieraus werden insgesamt 7 Prüfgrößen abgeleitet.	
μ_{\max}	Maximale Amplitude der $\mu(H)$ -Kurve
μ_{mean}	Zeitlicher Mittelwert der $\mu(H)$ -Kurve über einen Magnetisierungszyklus
μ_r	$\mu(H)$ für $H = 0$ A/cm
$H_{C\mu}$	Koerzitivfeldstärke, abgeleitet aus der $\mu(H)$ -Kurve; $H = H_{C\mu}$ für $\mu = \mu_{\max}$
$\Delta H_{25\mu, 50\mu, 75\mu}$	Aufweitung der $\mu(H)$ -Kurve bei bei 25%, 50% und 75% von M_{\max}
- Oberwellenanalyse der tangentialen Magnetfeldstärke H_t Messung des Zeitsignals des verzerrten tangentialen Magnetfeldes H_t bei einer Anregung mit sinusförmiger magnetischer Induktion B . Hieraus werden insgesamt 11 Prüfgrößen abgeleitet.	
$A_{3, 5, 7}$	Amplituden der 3., 5. und 7. Oberwelle des Zeitsignals von H_t
$P_{3, 5, 7}$	Phasenverschiebung der 3., 5. und 7. Oberwelle des Zeitsignals von H_t
K	Klirrfaktor, ermittelt aus den Amplituden der 3., 5. und 7. Oberwelle
H_{CO}	Koerzitivfeldstärke, ermittelt aus dem 1. Nulldurchgang des Oberwellensignals
H_{rO}	Oberwellenanteil von H_t im Nulldurchgang
UHS	Amplitudensumme $A_3 + A_5 + A_7 + A_9$
V_{mag}	Amplitude der Endstufenspannung
- Mehrfrequenzwirbelstrom Messung der Wirbelstrom-Impedanz bei 4 verschiedenen Frequenzen. Hieraus werden insgesamt 16 Prüfgrößen abgeleitet.	
$Re_{1, 2, 3, 4}$	Realteil des Signals bei der Wirbelstromfrequenz 1 bis 4
$Im_{1, 2, 3, 4}$	Imaginärteil des Signals bei der Wirbelstromfrequenz 1 bis 4
$Ma_{1, 2, 3, 4}$	Betrag des Signals bei der Wirbelstromfrequenz 1 bis 4
$Ph_{1, 2, 3, 4}$	Phase des Signals bei der Wirbelstromfrequenz 1 bis 4

Tabelle 9 Prüfgrößen des 3MA-Systems

Die Vorteile der Kombination mehrerer Verfahren und Prüfgrößen sind vielfältig und insbesondere bei der quantitativen Ermittlung von Randzonenzuständen, die durch die Hartfeinbearbeitung maßgebend beeinflusst werden, unverzichtbar. Die einzelnen in 3MA kombinierten mikromagnetischen Prüfverfahren ergänzen sich nicht nur hinsichtlich ihrer Empfindlichkeit gegenüber Veränderungen der Mikrostruktur und des Eigenspannungszustands des Werkstoffs, sondern unterscheiden sich auch durch ihren Bereich der Analysiertiefen. So ist der hochfrequente Wirbelstrom be-

sonders empfindlich gegenüber dem oberflächennahen Randschichtbereich (< 1 mm). Dagegen reicht der Analysierbereich der Verfahren Barkhausenrauschen und Überlagerungspermeabilität bis ca. 2 mm und die Oberwellenanalyse liefert sogar Informationen bis zu 10 mm Tiefe. Die Kombination der unterschiedlichen Verfahren ermöglicht es daher, auch Härte- oder Eigenspannungstiefenverläufe in der Randzone zu bestimmen. Der analysierbare Tiefenbereich wird zusätzlich durch die Erregerfrequenz f_E und die Magnetfeldaussteuerung H_E beeinflusst.

Bei der Messung nimmt das 3MA-System immer alle in **Tabelle 9** aufgelisteten Prüfgrößen auf, unabhängig davon, welche Daten anschließend für die Bestimmung eines spezifischen Randzonenkennwertes herangezogen werden. Welche der Prüfgrößen für die jeweilige werkstoffkundliche Kenngröße (Härte und Eigenspannungen) signifikant sind, wird über eine Regressionsanalyse bei der Kalibrierung des 3MA-Systems ermittelt.

Einige der Prüfgrößen können in ihrer Prüfaussage dabei zueinander redundant sein. Da die Empfindlichkeit der verschiedenen Prüfgrößen gegenüber Störgrößen (Abhebung des Sensors, Temperatur, Restmagnetfelder, Störsignale, etc.) wiederum unterschiedlich ist, gelingt es auf diese Weise die Einflüsse der Störgrößen zu eliminieren oder zumindest zu reduzieren.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde der am IZFP-Saarbrücken entwickelte, so genannte 3MA-Zahnradscanner, ein automatisiertes 3MA-Prüfsystem zur zerstörungsfreien, quantitativen Randzonenanalyse hartfeinbearbeiteter Zahnflanken eingesetzt. Mit diesem Prüfsystem ist es möglich, die Härte in verschiedenen Tiefen zwischen 0 und 3 mm, sowie den Eigenspannungsverlauf zwischen 0 und 0,64 mm quantitativ zu erfassen. Um eine möglichst gut abgestufte Tiefenempfindlichkeit der Messung zu realisieren, wurden bei jedem Messzyklus nacheinander 3 verschiedene Erregerfrequenzen $f_E = 200, 500$ und 1000 Hz eingestellt. Die Breite eines konventionellen 3MA-Sensors wäre nur geringfügig kleiner als die Breite der zu prüfenden Zahnradflanke für die er ausgelegt wurde.

Zur Bestimmung von lokalen Randzonenkennwerten, die sich über der einzelnen Prüfradflanke signifikant ändern können, war in der vorliegenden Arbeit ein zweidimensionales Abrastern der Zahnflankenoberflächen mit einem 3MA-Sensor erforderlich. Um einen für die örtliche Vermessung der vorliegenden Prüfräder geeignet kleinen Sensor bauen zu können, wurden die Teilkomponenten eines herkömmlichen 3MA-Sensors, d.h. Magnetjoch und Prüfkopf, daher räumlich getrennt und eine adaptierte Sensorik entwickelt. In **Bild 52** ist das Grundkonzept dieses 3MA-Sensors

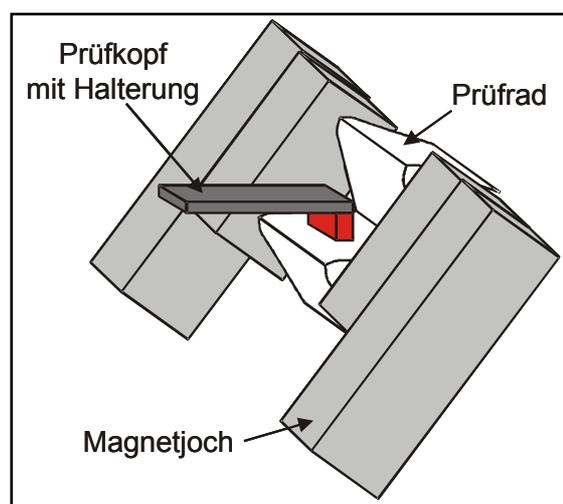


Bild 52 3MA-Sensor zur örtlichen Randzonenanalyse auf den Prüfradflanken (schematisch)

für das Abscannen der Prüfradflanken schematisch dargestellt.

Zur automatisierten zerstörungsfreien Ermittlung der Randzonenkennwerte der geschliffenen Prüfräder auf Basis der 3MAII-Technik wurde das in **Bild 53** dargestellte mehrachsige Manipulatorsystem zum Abscannen der einzelnen Zahnradflanken konstruiert. Der Zahnradscanner wurde dabei für den oben beschriebenen speziellen Sensor mit den getrennten Teilkomponenten Magnetjoch und Prüfkopf konzipiert. Eine Drehachse, die von einem hochpräzisen Winkelgeber (Positioniergenauigkeit besser als $1/1000^\circ$) gesteuert wird, ermöglicht die exakte Positionierung des Prüfrades in Drehrichtung. Der Prüfkopf wird von einem weiteren zweiachsigen Manipulator gesteuert, der das Ein- und Ausfahren des Prüfkopfs und einen mäanderförmigen Flächenscan auf der Zahnflanke ermöglicht. Die Positioniergenauigkeit dieses Manipulators ist ausreichend, um Flächenscans mit linearen Inkrementen von 0,2 bis 2 mm durchzuführen. Eine vierte Achse ermöglicht das Ein- und Ausfahren des Magnetjochs.

Das in **Bild 53** dargestellte Manipulatorsystem ermöglicht die automatische Prüfung sämtlicher Zahnflanken eines Prüfrades, wobei zunächst alle Linksflanken und anschließend alle Rechtsflanken abgescannt werden.

Um zu gewährleisten, dass die 3MA-Messsignale nicht durch die Positionierung des Prüfkopfs auf der Zahnflanke beeinflusst werden, wurde durch eine entsprechende federnder Lagerung des Prüfkopfes ein konstanter Anpressdruck des Sensors auf der Zahnflanke während der Scanbewegung sichergestellt.

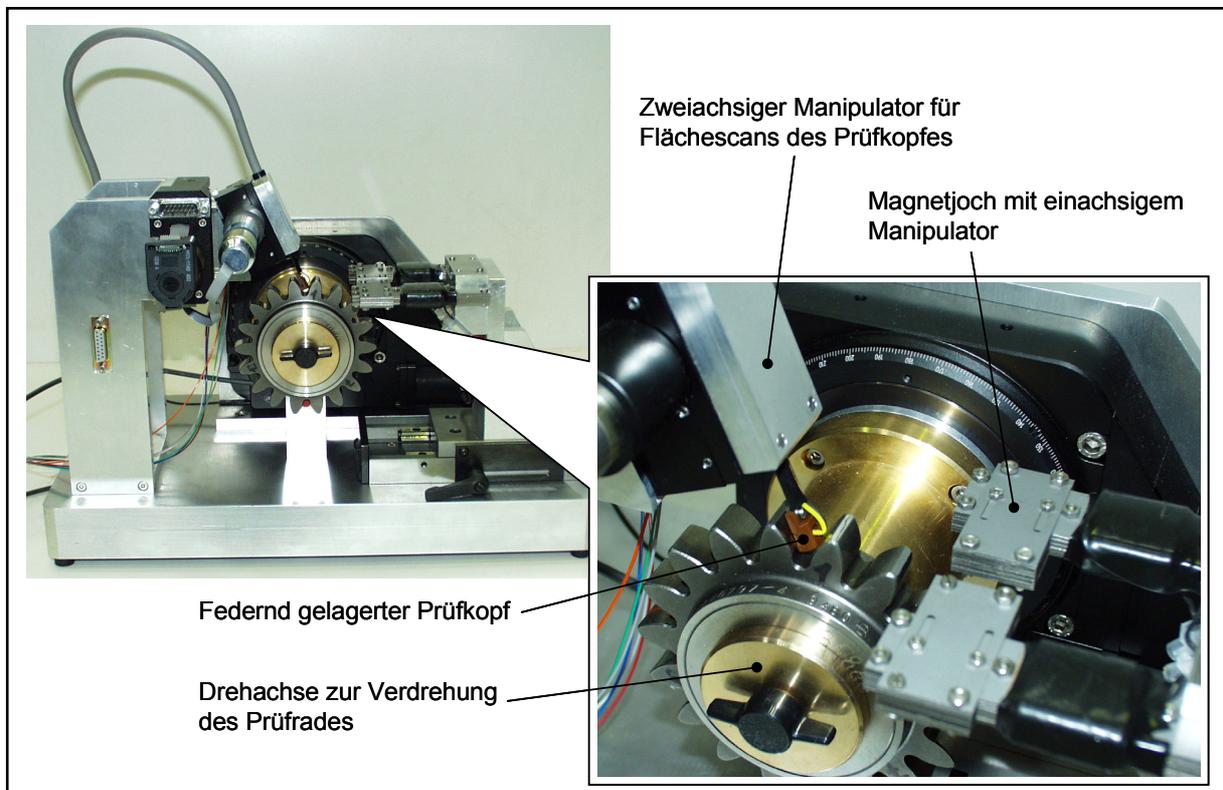


Bild 53 Vierachsiger Manipulator des 3MA-Zahnradscanners, Komponenten des Manipulators

Bild 54 zeigt schematisch den Prüfablauf des 3MA-Sensors beim Abrastern der einzelnen Zahnflanken im Manipulatorsystem.

Das Prüfrad wird über die Passfederverbindung auf der Drehachse positioniert und das Magnetjoch in die Messposition gebracht (**Bild 54 a, b**). Das Prüfrad wird nun in die erste Nullposition gedreht, so dass der Prüfkopf ohne Kollision mit dem Bauteil genau mittig in eine Zahnluke einfahren kann (**Bild 54 c, d**). Nun

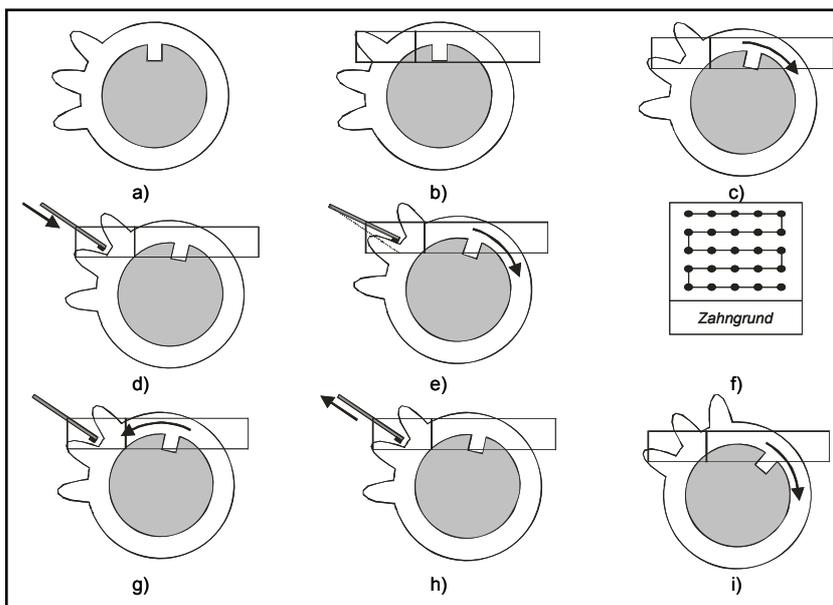


Bild 54 Prüfablauf des 3MA-Sensors

wird das Prüfrad auto-

matisch ein Stück wei-

tergedreht, so dass der federnd gelagerte Prüfkopf auf der zu prüfenden Zahnflanke mit dem gewünschten konstanten Anpressdruck zum Aufliegen kommt (**Bild 54 e**). Anschließend erfolgt der Flächenscan an der ersten Zahnflanke wobei die mikromagnetischen Prüfgrößen ausgewertet und abgespeichert werden (**Bild 54 f**). Ist der Flächenscan abgeschlossen, dreht die Motorik das Prüfrad wieder in die Nullposition zurück, so dass der Prüfkopf wieder aus der Zahnluke ausgefahren werden kann (**Bild 54 g, h**). Das Zahnrad wird nun in die Nullposition des nächsten Zahns weitergedreht (**Bild 54 i**), die oben beschriebene Prozedur beginnt von vorne. Der Zeitbedarf für das Abscannen der hier untersuchten Prüfräder ($m_n = 5 \text{ mm}$, $b = 14 \text{ mm}$) beträgt rund 1,3 Minuten pro Zahnflanke.

Das beschriebene 3MA-Prüfgerät d.h. Sensor und Manipulatorsystem wurden speziell für die zerstörungsfreie Randzonenanalyse an den hier vorliegenden Prüfritzeln ($z = 17$) der Verzahnungsvariante II (Baugröße $m_n \geq 5 \text{ mm}$) entwickelt. Zur Prüfung noch kleinmoduligerer Verzahnungen muss das System, insbesondere der mikromagnetische Sensor, an die entsprechende Geometrie angepasst werden. 3MA-Messungen an Prüfrädern der Verzahnungsvariante I (Baugröße $m_n = 3 \text{ mm}$) waren im Rahmen dieses Vorhabens daher nicht möglich.

5.3.2.2 Kalibrierung des 3MA-Systems

Voraussetzung für eine quantitative Randzonenanalyse, d.h. die numerische Erfassung von Zielgrößen wie Härte oder Eigenspannungen anhand der mikromagnetischen Prüfgrößen, ist die Kalibrierung des 3MA-Systems an Probesätzen bzw. Referenzprüfrädern mit bekannten Randzoneneigenschaften.

Die Kalibrierung des 3MA-Systems basiert dabei auf einer multiplen Regressionsanalyse. Diese setzt den Zusammenhang zwischen einer abhängigen Variablen und einer oder mehrerer unabhängiger Variablen voraus, der für eine mehrdimensionale Ebene durch die allgemeine Gleichung (1) beschrieben wird.

$$y = b_0 + b_1 \cdot x_1 + b_2 \cdot x_2 + b_3 \cdot x_3 + \dots + b_k \cdot x_k \quad (1)$$

Dabei ist unter der abhängigen Variablen y ein spezifischer Randzonenkennwert wie die Härte oder Eigenspannungen in einer bestimmten Werkstofftiefe zu verstehen, während sich die unabhängigen Variablen $x_1, x_2, x_3, \dots, x_k$ aus den mikromagnetischen Prüfgrößen ergeben. Die Faktoren $b_0, b_1, b_2, \dots, b_k$ sind die entsprechenden Regressionskoeffizienten.

Grundlage für die Regressionsanalyse zur Kalibrierung des 3MA-Systems ist eine Datenmatrix, bestehend aus den Referenzwerten für die jeweilige Zielgröße und den an den entsprechenden Messpositionen aufgenommenen mikromagnetischen Prüfgrößen. Durch eine schrittweise Regression wird bestimmt, welche unabhängigen Variablen d.h. mikromagnetischen Prüfgrößen für die Approximationsfunktion der jeweiligen Zielgröße signifikant sind. Auf diese Weise werden für die Bestimmung von Härte und Eigenspannungen in unterschiedlichen Werkstofftiefen Approximationspolynome und deren Regressionskoeffizienten b_i ermittelt und in der Auswertesoftware des 3MA-Systems hinterlegt.

Die Kalibrierung des in der vorliegenden Arbeit eingesetzten 3MA-Prüfgerätes erfolgte in Zusammenarbeit beider beteiligten Forschungsstellen (FZG und IzfP).

Für die Kalibrierung wurden teilwälzgeschliffene Ritzel der Prüfvarianten FA0-II (kein Schleifbrand), FB3-II (leichter Schleifbrand), FD3-II (starker Schleifbrand) und FE3-II (Neuhärtung) als Referenzprüfräder herangezogen. Wie in **Abschnitt 5.2** beschrieben, wurden die bei der Kalibrierung als Sollwerte verwendeten Randzonenkennwerte dieser Prüfritzel in Form von Härte- und Eigenspannungstiefenverläufen mit Hilfe von zerstörenden metallographischen und röntgenographischen Prüfverfahren ermittelt.

Für die Kalibrierung wurden außerdem die anhand des Härteprüfers ESATEST ermittelten Oberflächenhärtewerte der entsprechenden Prüfvarianten (siehe **Abschnitt 5.3.1**) verwendet.

In **Bild 55** ist der Ablauf der hier durchgeführten Kalibrierprozedur für die verwendete 3MA-Prüftechnik schematisch dargestellt.

Die Referenzprüfräder mit unterschiedlichen Randzonenzuständen wurden zunächst an ausgewählten Zahnflanken mit Hilfe des entwickelten 3MA-Zahnradscanners vermessen und damit die entsprechenden mikromagnetischen Prüfgrößen aufgenommen. Anschließend wurden an den Zahnflanken Untersuchungen hinsichtlich der Randzonenkennwerte Oberflächenhärte, Härte und Eigenspannungen in verschiedenen Werkstofftiefen mit den entsprechenden Referenz-Prüfverfahren durchgeführt. Daraus ergab sich für die geprüften Messpositionen eine Datenbasis aus mikromagnetischen Prüfgrößen und den sogenannten Zielgrößen, d.h. den Referenz-Randzonenkennwerten. Mittels multipler linearer Regression wurden die mathematischen Zusammenhänge zwischen den Prüfgrößen und den Zielgrößen analysiert. Als Ergebnis dieser Regressionsrechnungen wurden Approximationspolynome bestimmt, welche die in **Tabelle 10** angeführten 17 Zielgrößen (Härtewerte in 9 verschiedenen Werkstofftiefen und Eigenspannungswerte in 8 Tiefen) als Funktion der Prüfgrößen darstellen.

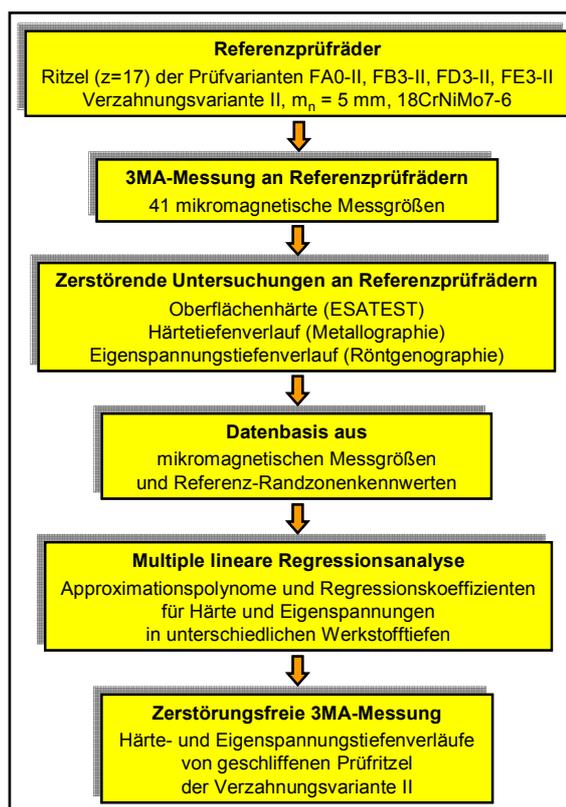


Bild 55 Kalibrierung des 3MA-Systems (schematisch)

Auswertepolynom	Zielgröße	Einheit	Werkstofftiefenbereich	Referenz-Prüfverfahren
„HV00“	Oberflächenhärte	HV1	0,00 mm	ESATEST
„HV01“	Härte	HV1	0,10 mm	Metallographie
„HV02“	Härte	HV1	0,20 mm	Metallographie
„HV03“	Härte	HV1	0,30 mm	Metallographie
„HV04“	Härte	HV1	0,40 mm	Metallographie
„HV05“	Härte	HV1	0,50 mm	Metallographie
„HV08“	Härte	HV1	0,80 mm	Metallographie
„HV12“	Härte	HV1	1,20 mm	Metallographie
„HV30“	Härte	HV1	3,00 mm	Metallographie
„ES000“	Eigenspannung	N/mm ²	0,00 mm	Röntgenographie
„ES001“	Eigenspannung	N/mm ²	0,01 mm	Röntgenographie
„ES002“	Eigenspannung	N/mm ²	0,02 mm	Röntgenographie
„ES004“	Eigenspannung	N/mm ²	0,04 mm	Röntgenographie
„ES008“	Eigenspannung	N/mm ²	0,08 mm	Röntgenographie
„ES016“	Eigenspannung	N/mm ²	0,16 mm	Röntgenographie
„ES032“	Eigenspannung	N/mm ²	0,32 mm	Röntgenographie
„ES064“	Eigenspannung	N/mm ²	0,64 mm	Röntgenographie

Tabelle 10 Ermittelte Auswerte- d.h. Approximationspolynome bei der Kalibrierung des 3MA-Zahnradscanners

Die so ermittelten Auswertepolynome zur Umrechnung der mikromagnetischen Prüfgrößen in die Randzonenkennwerte Härte und Eigenspannungen in unterschiedlichen Werkstofftiefen ermöglichten damit eine umfassende zerstörungsfreie Randzonenanalyse weiterer geschliffener Prüfritzel der Verzahnungsvariante II mit Hilfe des 3MA-Systems. Die Werkstofftiefen d.h. die Randabstände für die jeweils ein Auswertepolynom ermittelt wurde, richten sich dabei nach den Tiefenbereichen, die mit Hilfe der zerstörenden Referenz-Prüfverfahren (Metallographie, Röntgenographie) analysiert wurden.

In **Bild 56** sind beispielhaft die Randzonenkennwerte in den unterschiedlichen Werkstofftiefen, die sich nach der durchgeführten Kalibrierung des 3MA-Prüfsystems anhand der mikromagnetischen Prüfgrößen bestimmen lassen, den Ergebnissen der jeweiligen Referenzuntersuchungen (Oberflächenhärtemessung, Metallographie, Röntgenographie) gegenübergestellt. In die dargestellten Korrelationen fließen dabei auch die Ergebnisse von Verifikationsmessungen an den unterschiedlichen Prüfritzeln mit ein, die nicht direkt in der beschriebenen Kalibrierprozedur des 3MA-Gerätes verwendet wurden.

Sowohl an der Oberfläche als auch in den weiteren dargestellten Tiefenbereichen ist eine gute quantitative Übereinstimmung zwischen der kalibrierten, zerstörungsfreien Prüftechnik (3MA) und dem Oberflächenhärteprüfgerät (ESATEST) bzw. den zerstörenden metallographischen und röntgenographischen Prüfverfahren zur Randzonenanalyse ersichtlich.

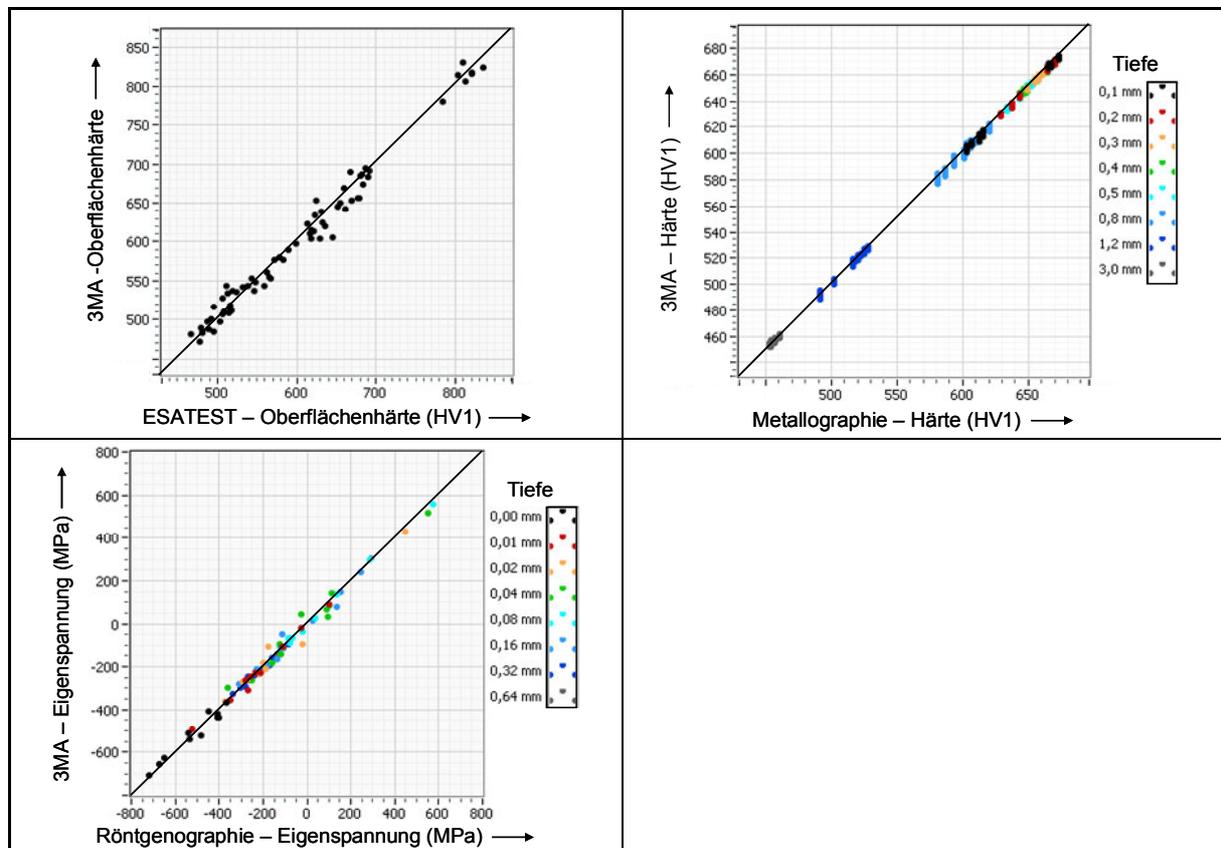


Bild 56 Korrelation zwischen der kalibrierten, zerstörungsfreien Prüftechnik (3MA) und der Oberflächenhärteprüfung (ESATEST) bzw. den zerstörenden Prüfverfahren (Metallographie, Röntgenographie) zur Randzonenanalyse

5.3.2.3 3MA-Messergebnisse

Nach erfolgter Kalibrierung wurden die geschliffenen Zahnflanken aller Prüfritzel der Verzahnung II vor dem Laufversuch zur Flankentragfähigkeit mit dem entwickelten 3MA-Prüfgerät abgescannt und damit eine umfassende Analyse der unterschiedlichen Prüfvarianten d.h. der vorliegenden Randzonenzustände durchgeführt.

Die systeminterne Auswertesoftware des 3MA-Gerätes erlaubt dabei die graphische Darstellung der Randzonenkennwerte Härte und Eigenspannung in den unterschiedlichen Werkstofftiefen, die an den einzelnen Zahnflanken über dem Randumfang ermittelt wurden.

Bild 57 zeigt dazu beispielhaft Zahnflankenscans (linke Flankenseite) von einem Ritzel der Prüfvariante FA0-II ohne Randzonenbeeinflussung und einem Ritzel der Prüfvariante FD3-II mit starker Schleifbrandschädigung im Vergleich. Dargestellt sind dabei die anhand der örtlich gemessenen mikromagnetischen Prüfgrößen berechneten Härtewerte in 0,1 mm Werkstofftiefe, sowie die Eigenspannungen in einem Randabstand von 0,04 mm.

Die quantitativen Unterschiede zwischen den abgebildeten Randzonenkennwerte der beiden Prüfvarianten sind durch die Zuordnung zu den entsprechenden Farbskalen deutlich zu erkennen.

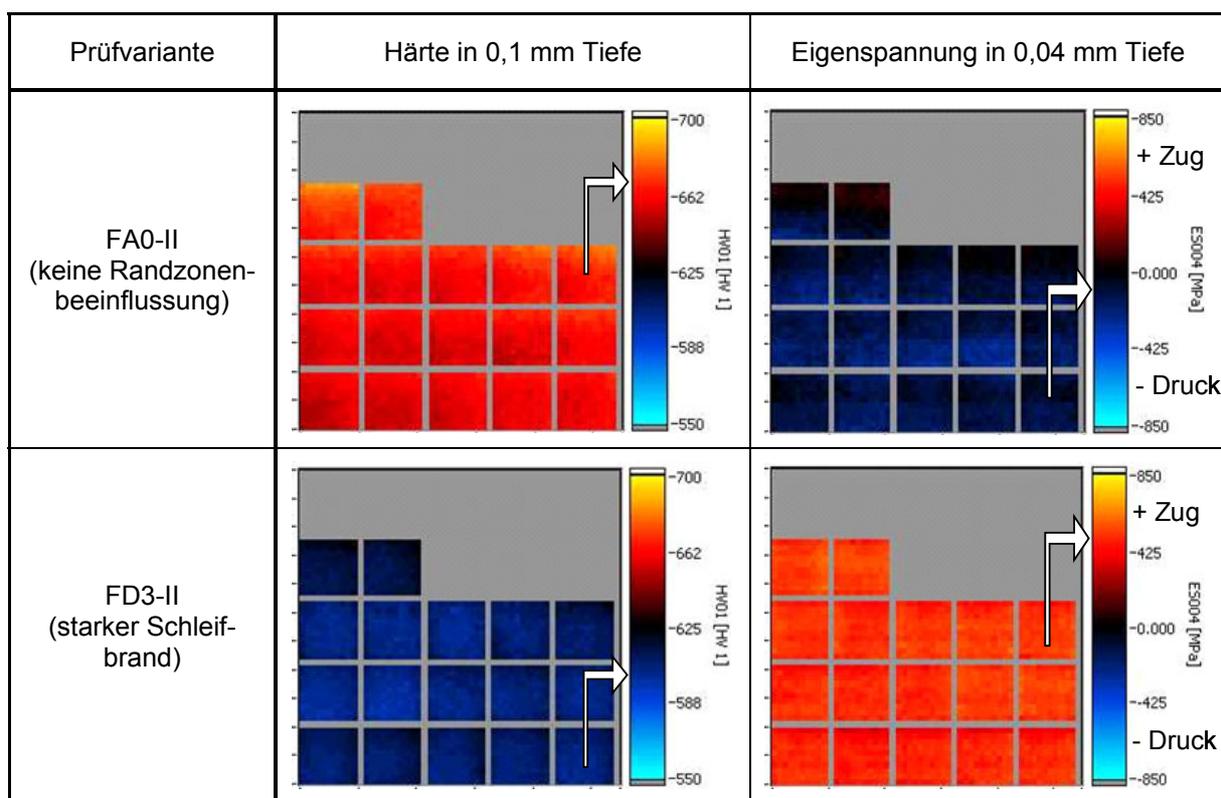


Bild 57 Ergebnisse von zerstörungsfreien 3MA-Messungen an Ritzeln der Prüfvarianten FA0-II und FD3-II, beispielhafte graphische Darstellung der Randzonenkennwerte aller abgescannten Zahnflanken über dem Radumfang in ausgewählten Werkstofftiefen

Ebenfalls ist es möglich, die mit Hilfe des 3MA-Systems bestimmten lokalen Randzonenkennwerte für jeden Punkt auf einer ausgewählten Zahnflanke in unterschiedli-

chen Werkstofftiefen auszuwerten und damit Härte- und Eigenspannungstiefenverläufe spezieller Zahnflankenbereiche zerstörungsfrei zu erfassen.

Um die dabei entstehende, relativ große Datenmenge auf ein sinnvolles Minimum zu beschränken und gleichzeitig eine direkte Aussage zwischen den vorliegenden Randzonenkennwerten und der resultierenden Flankentragfähigkeit zu erhalten, erfolgte eine solche Auswertung der vor dem Prüflauf durchgeführten 3MA-Messungen erst im Anschluss an den jeweiligen Laufversuch im FZG-Verspannungsprüfstand. D.h. die zerstörungsfrei ermittelten Tiefenverläufe von Härte und Eigenspannungen wurden gezielt an jenen Zahnflanken bzw. in jenen Bereichen ausgewertet, die im Prüflauf durch Grübchenbildung ausgefallen waren. Wurde ein Versuch ohne Flankenschaden beendet (Durchläufer) so erfolgte die Bestimmung der Tiefenverläufe in den Fußflankenbereichen jener Zähne, die anhand der 3MA-Zahnflankenscans (**Bild 57**) die stärkste Randzonenschädigung über dem Radumfang aufwiesen. Dabei belegen die 3MA-Messungen allerdings, dass über den Umfang der einzelnen Prüfritzel jeweils ein relativ gleichmäßiger Randzonenzustand vorlag. Die oben angeführten Ergebnisse der Nitalätzung und Oberflächenhärtemessungen wurden damit bestätigt.

In **Bild 58** sind die mit Hilfe des 3MA-Systems ermittelten Härtetiefenverläufe der teilwälzgeschliffenen Prüfvarianten dargestellt. **Bild 59** zeigt im Folgenden die entsprechenden zerstörungsfrei ermittelten Eigenspannungstiefenverläufe.

Die Tiefenverläufe der Randzonenkennwerte sind als Mittelwerte aus Messungen zu verstehen, die, wie bereits erwähnt, in Flankenbereichen durchgeführt wurden, die im anschließenden Laufversuch durch Grübchenbildung ausgefallen sind bzw. (bei Durchläufern) die stärkste Randzonenschädigung über dem Radumfang aufwiesen. Vergleicht man die an den teilwälzgeschliffenen Prüfvarianten zerstörungsfrei ermittelten Tiefenverläufe (3MA-Messungen) mit den Ergebnissen der metallographischen und röntgenographischen Untersuchungen bzw. den Oberflächenhärtemessungen (ESATEST) so ist eine sehr gute quantitative Übereinstimmung zwischen der umfassenden mikromagnetischen Prüftechnik und den weiteren stichprobenartigen Prüfverfahren zu erkennen.

Auch anhand der 3MA-Messungen wurde bei der Referenzprüfvariante FA0-II ohne Randzonenbeeinflussung ein für einsatzgehärtete Zahnflanken typischer Härtetiefenverlauf ermittelt. Mit rund 680 HV1 erfüllt die Oberflächenhärte dieser Variante im Mittel die Zeichnungsvorgaben. Die weiteren Prüfvarianten der Klassen B und D mit leichter bzw. starker Randzonenbeeinflussung weisen entsprechend der jeweiligen Schleifbrandschädigung eine zunehmende Minderung der Härte im oberflächennahen Randzonenbereich mit unterschiedlicher Tiefenwirkung auf. Die mittlere Oberflächenhärte dieser Prüfvarianten variiert dabei zwischen 637 HV1 (Variante FB1-II) und 509 HV1 (Variante FD3-II). Bei der Prüfvariante FE3-II mit Neuhärtung wurden an der Zahnflankenoberfläche in Übereinstimmung mit der Oberflächenhärtemessung ESATEST sehr hohe Härtewerte von rund 800 HV1 gemessen. Mit zunehmen-

dem Randabstand fällt die Härte bei dieser Variante stark ab und erreicht in einer Werkstofftiefe von 0,20 mm ein Minimum von rund 550 HV1.

Ab einem Randabstand größer 0,5 mm sind die ermittelten Härteverläufe der unterschiedlichen Prüfvarianten gleichwertig. Lässt man die Härteverläufe in den durch das Schleifen beeinflussten Randzonenbereichen außer Acht, so ergeben sich bei allen Varianten ähnlich wie in den zerstörenden, metallographischen Untersuchungen (siehe **Abschnitt 5.2.1**) Einsatzhärtungstiefen (CHD) von 1 bis 1,1 mm.

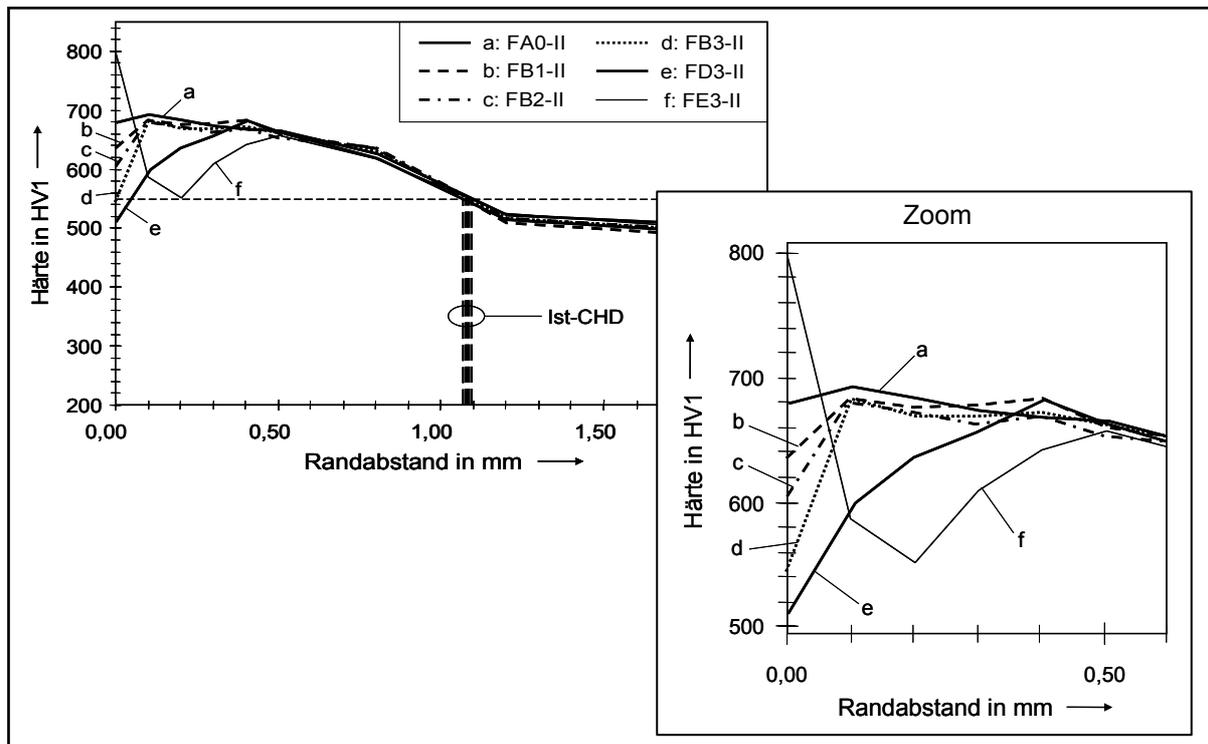


Bild 58 3MA-Messungen, zerstörungsfrei ermittelte Härteverläufe der teilwälggeschliffenen Prüfvarianten (Verzahnung II, 18CrNiMo7-6)

Werden die 3MA-Messungen hinsichtlich der Eigenspannungen ausgewertet, ergibt sich auch hier bezüglich der unterschiedlichen Randzonenzustände ein ähnliches Bild wie bei den röntgenographischen Untersuchungen (vgl. **Bild 47** und **Bild 59**):

Bei der Referenzvariante FA0-II ohne Schleifbrand wurden über dem gesamten erfassten Werkstofftiefenbereich Druckeigenspannungen ermittelt. Trotz leichter Anlasszonen und festgestellter Oberflächenhärteminderung gilt dasselbe auch für die Prüfvariante FB1-II mit leichter Randzonenschädigung auf rund 10% der aktiven Flanke. Im Gegensatz zu den anderen Varianten der Schleifbrandklasse B scheinen bei diesem Randzonenzustand die beim Schleifen thermisch induzierten Zugeigenspannungen von den mechanisch hervorgerufenen Druckeigenspannungen kompensiert worden zu sein.

Bei den weiteren Prüfvarianten der Klassen B und D liegen an der Oberfläche zwar auch Druckeigenspannungen zwischen -400 und -600 N/mm² vor. Diese gehen jedoch in Abhängigkeit des jeweiligen Randzonenzustandes unterhalb der Flankenoberfläche in zum Teil hohe Zugeigenspannungen zwischen 200 und 600 N/mm² über

und kehren erst in Werkstofftiefen von 0,15 bis 0,27 mm wieder in den Druckeigen Spannungsbereich zurück.

Im Bereich der Neuhärtungszonen von Prüfvariante FE3-II wurden, wie bei den röntgenographischen Messungen, Druckeigen Spannungen mit starken Schwankungen gemessen. Unterhalb der neugehärteten Schicht im Bereich des angelassenen Werkstoffgefüges liegen hingegen Zugeigen Spannungen bis zu 300 N/mm² vor.

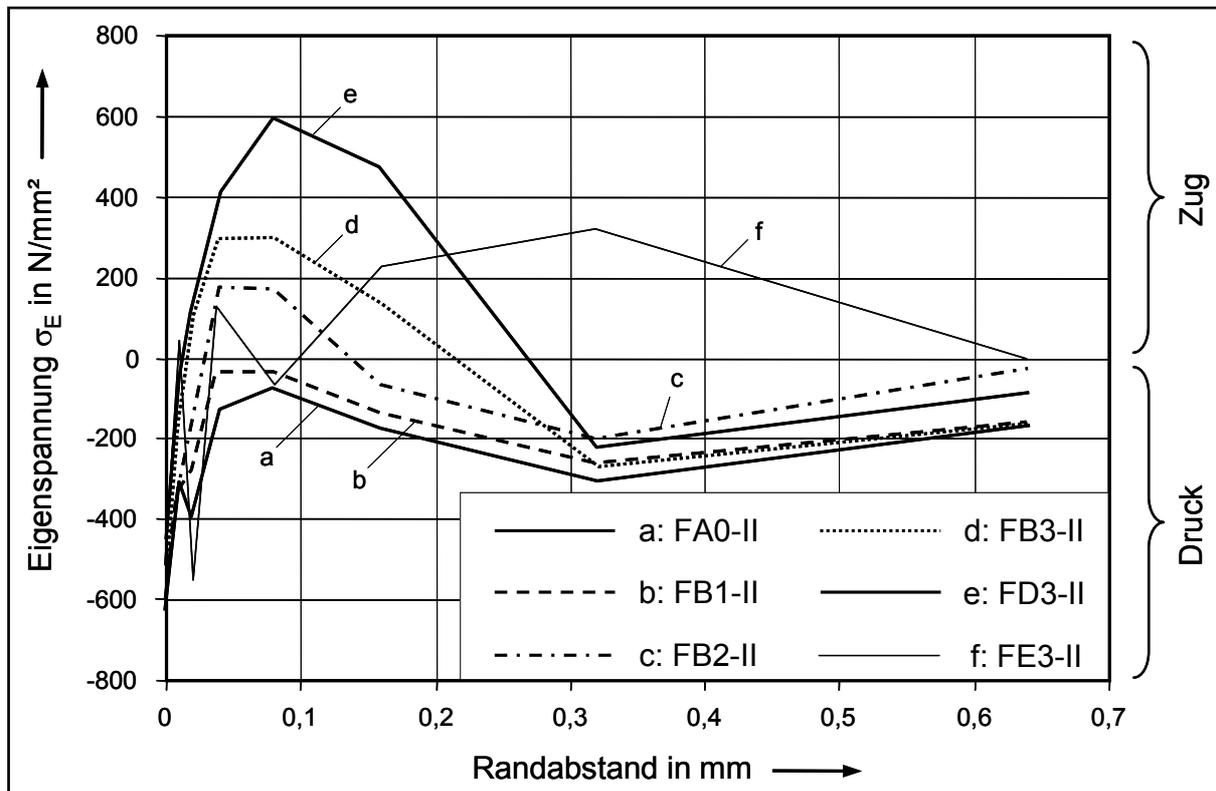


Bild 59 3MA-Messungen, zerstörungsfrei ermittelte Eigen Spannungstiefenverläufe der teilwälzgeschliffenen Prüfvarianten (Verzahnung II, 18CrNiMo7-6)

Die einzelnen Messpunkte aller ausgewerteten Tiefenverläufe aus denen die in **Bild 58** und **Bild 59** dargestellten Mittelwerte abgeleitet wurden, sind im **Anhang** für die unterschiedlichen Prüfvarianten dokumentiert. Sie belegen, dass sich mit zunehmender Randzonenschädigung die Streuungen der 3MA-Messungen innerhalb einer Prüfvariante im Vergleich zum Referenzzustand ohne Schleifbrand deutlich erhöhen. Dieser Sachverhalt lässt sich insbesondere für die ermittelten Eigen Spannungstiefenverläufe feststellen.

Auch die profilformgeschliffenen Prüfritzel der Verzahnungsvariante II wurden mit Hilfe des entwickelten 3MA-Prüfgerätes vermessen.

Der in **Bild 60** beispielhaft dargestellte Vergleich der zerstörungsfrei ermittelten Messwerte mit den Ergebnissen von metallographischen und röntgenographischen Verifikationsuntersuchungen zeigt jedoch, dass bei der profilformgeschliffenen Variante FD3P-II mit starkem Schleifbrand deutlich unterschiedliche Randzonenkennwerte mit den verschiedenen Prüfverfahren ermittelt wurden. Vom 3MA-Prüfgerät wird

dabei eine leichtere Randzonenschädigung angezeigt, als tatsächlich, insbesondere hinsichtlich des Eigenspannungszustandes, vorliegt.

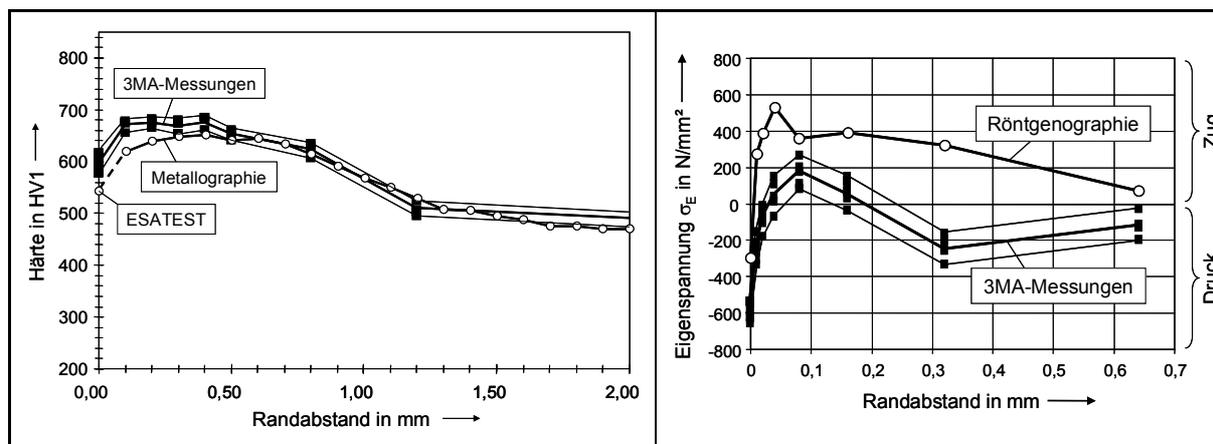


Bild 60 Vergleich zwischen zerstörungsfreien 3MA-Messungen und Verifikationsuntersuchungen an der profilformgeschliffenen Prüfvariante FD3P-II

Hierbei ist zu beachten, dass bei den profilformgeschliffenen Varianten in Werkstoff-tiefen $> 0,1$ mm Zugeigenspannungen vorliegen, die wesentlich größer sind als bei den teilwälggeschliffenen Prüfritzeln. Die entsprechenden Eigenspannungswerte liegen deutlich außerhalb des Wertebereichs, welcher ausschließlich mit teilwälggeschliffenen Varianten in das 3MA-System einkalibriert wurde. Auf Basis dieser Kalibrierung sind solche Zustände nicht erfassbar.

Allerdings wird auch der Tiefenbereich zwischen 0 und 0,08 mm nicht richtig durch die 3MA-Messungen wiedergegeben, obwohl die hier auftretenden Eigenspannungswerte vollständig im einkalibrierten Bereich liegen. In diesem Bereich liegt ein extrem starker Gradient vor. Innerhalb von $40 \mu\text{m}$ ändert sich der Wert der Eigenspannungen um fast 900 MPa. Unterscheidet sich die erfasste Messtiefe des 3MA-Systems von der Messtiefe der röntgenographischen Messung nur um $5 \mu\text{m}$, kann dies schon zu einer Abweichung der gemessenen Eigenspannungswerte von mehr als 100 MPa führen.

Möglicherweise liegt auch ein Einfluss des Schleifverfahrens auf das Messergebnis der mikromagnetischen Prüftechnik vor. In jedem Fall erscheint es sinnvoll, das 3MA-System für profilformgeschliffene Prüfräder eigens zu kalibrieren, da sich die teilwälggeschliffene und profilformgeschliffene Varianten hinsichtlich ihrer Eigenspannungstiefenverläufe sowohl in den Wertebereichen als auch in der Verlaufsform voneinander unterscheiden.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde diese aufwändige Kalibrierprozedur nicht durchgeführt. Die angestrebte Korrelation zwischen den Randzonenkennwerten und der resultierenden Flankentragfähigkeit erfolgte bei den profilformgeschliffenen Prüfvarianten daher wie bei den Prüfvarianten der Verzahnung I auf Basis von Ergebnissen aus metallographischen und röntgenographischen Untersuchungen, sowie Oberflächenhärtemessungen (ESATEST).

5.3.3 Barkhausenrausch-Analyse (ROLLSCAN-Messungen)

Als weiteres zerstörungsfreies Prüfverfahren zur Charakterisierung der unterschiedlichen Randzonenzustände nach dem Schleifen wurde in der vorliegenden Arbeit das Rollscan-Gerät der Fa. Stresstech eingesetzt.

Mit diesem mikromagnetischen Prüfverfahren können örtliche Randzonenbeeinflussungen auf der geschliffenen Zahnflanke anhand der Amplitude des Barkhausenrauschens qualitativ erfasst werden. Da hier nur eine mikromagnetische Messgröße bestimmt wird, ist die quantitative Ermittlung spezifischer Randzonenkennwerte, wie mit der oben beschriebenen 3MA-Prüftechnik, bei diesem Verfahren nicht möglich.

Zur Vermessung von geschliffenen Zahnflanken verfügt das Rollscan-Gerät über einen magnetischen Sensor, der nach dem in **Bild 61** dargestellten Schema aufgebaut ist. Über die Erregerspulen und ein Magnetjoch wird ein äußeres magnetisches Wechselfeld im ferromagnetischen Prüfteil induziert. Beim Durchlaufen der Hysterese-

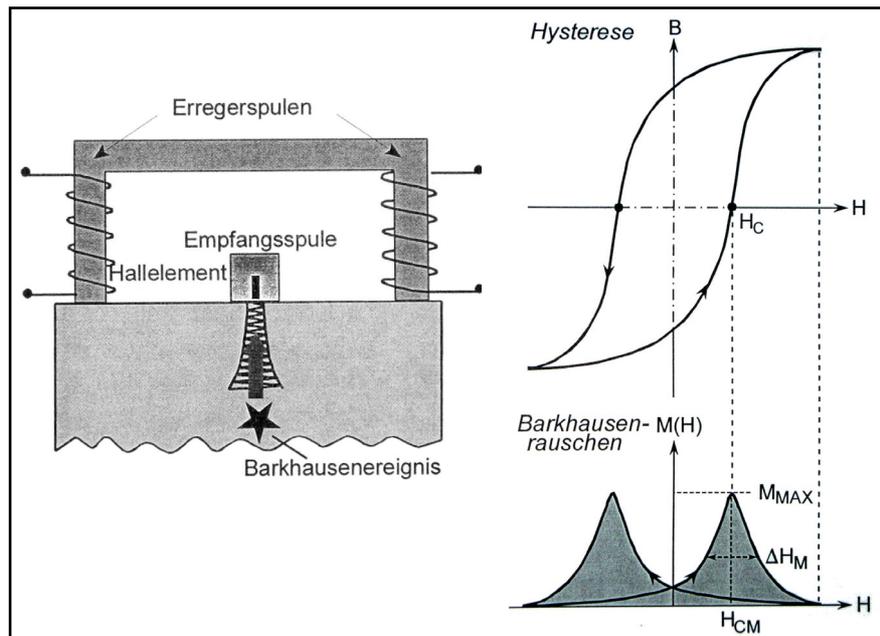


Bild 61 Rollscan-Gerät, schematischer Aufbau des mikromagnetischen Sensors und Verlauf des Barkhausenrauschens M über der Feldstärke H

kurve kommt es in der Randzone des Prüfteils zu sogenannten Barkhausenereignissen, d. h. zu irreversiblen Klapp- und Drehprozessen von magnetischen Domänen, die mit Hilfe der Empfangsspule und des Hallelementes erfasst werden. Dabei wird aus dem Verlauf des Barkhausenrauschens M über der jeweils anliegenden magnetischen Feldstärke H der maximale Rauschpegel M_{MAX} von der Messtechnik bestimmt (**Bild 61**).

Da sowohl eine Minderung der Härte durch Anlasseneffekte als auch die Zunahme von Zugeigenspannungen in der Randzone zu einem Anstieg des Barkhausenrauschpegels führen, eignet sich dieses Messverfahren zur qualitativen Schleifbrandprüfung und findet in der industriellen Praxis vermehrt Anwendung.

Ähnlich wie das 3MA-System muss auch das Rollscan-Gerät vor der eigentlichen zerstörungsfreien Messung an Referenzprüfrädern mit bekanntem Randzonenzustand kalibriert werden. Ziel der Kalibrierung ist hier die Bestimmung der optimalen Magnetisierung des Sensors, d.h. der für die Messung erzeugten magnetischen Feldstärke. Ein zu starkes Magnetfeld kann zur Sättigung des Sensors führen und die Empfindlichkeit der Messung negativ beeinflussen. Bei zu niedriger Magnetisie-

nung ergibt sich ein schwaches Signal-/Rauschverhältnis, was ebenfalls die Messempfindlichkeit reduziert.

In der vorliegenden Arbeit erfolgte die Kalibrierung anhand von teilwälzgeschliffenen Prüfritzeln der Varianten FA0-II (keine Randzonenbeeinflussung) und FD3-II (starker Schleifbrand). Die Vorgehensweise bei der Kalibrierprozedur ist in **Bild 62** dargestellt.

Von jedem Ritzel wurde eine Zahnflanke mit dem mikromagnetischen Sensor wiederholt abgescannt, wobei die Magnetisierung (MAGN) des Prüfgerätes stufenweise um jeweils 10 Einheiten bis zu dem für den Sensor angegebenen Maximalwert von 99 erhöht und der jeweilige maximale Messpegel des Barkhausenrauschens MP aufgezeichnet wurde.

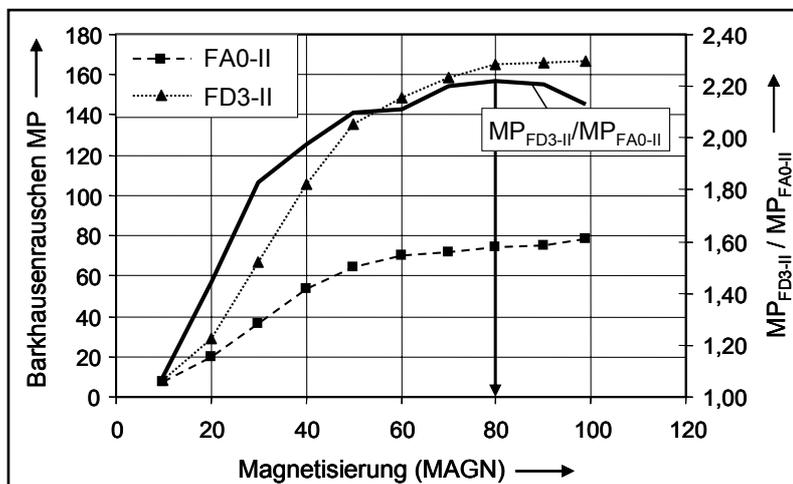


Bild 62 Kalibrierung des Rollscan-Gerätes

Die Verstärkung (GAIN) des Prüfgerätes war dabei auf den Ausgangswert von 50 eingestellt. Anschließend wurden die Verhältnisse der bei den unterschiedlichen Magnetisierungen gemessenen Barkhausenrauschpegel berechnet und anhand ihres Maximalwertes die für die Messung optimale Magnetisierung $MAGN = 80$ bestimmt.

Zusätzlich wurde anhand von Ritzeln der Schleifbrandklassen B die Signalverstärkung GAIN des Rollscan-Gerätes so eingestellt (auf den Wert 25), dass mit der ermittelten optimalen Magnetisierung ein Barkhausenrauschpegel $MP > 50$ bei einer leichten Randzonenbeeinflussung durch Schleifen vom Prüfgerät angezeigt wird.

Im Rahmen von Voruntersuchungen hat sich herausgestellt, dass bei einer manuellen Führung des mikromagnetischen Sensors das Messergebnis des Rollscan-Gerätes signifikant vom jeweiligen Prüfer beeinflusst werden kann. Aus diesem Grund wurden im Rahmen der vorliegenden Arbeit, die in **Bild 63** dargestellte Vorrichtung konstruiert, die eine konstanten Sensorführung gewährleistet und ein automatisches Abscannen der Prüfritzelflanken beider Verzahnungsvarianten ($m_n = 3 \text{ mm}$ und $m_n = 5 \text{ mm}$) ermöglicht.

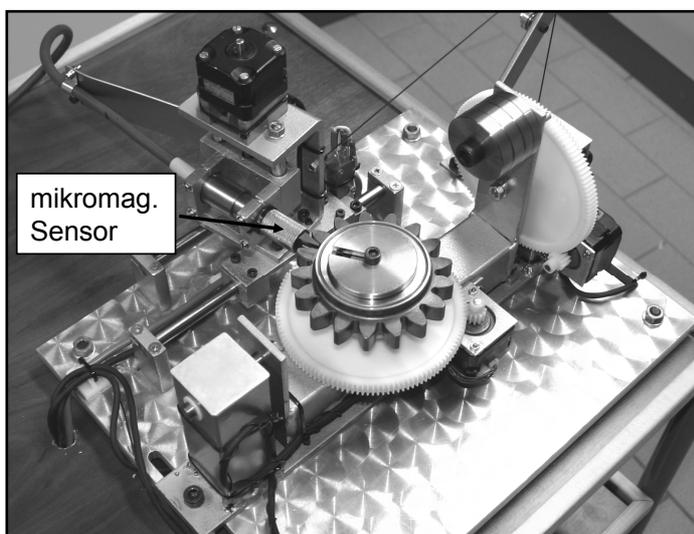


Bild 63 Messvorrichtung für den Rollscan-Sensor

In **Bild 64** sind die Messschriebe, die mit Hilfe des Rollscan-Gerätes an den teilwältgeschliffenen Prüfvarianten der Verzahnungsvariante II ($m_n = 5 \text{ mm}$) ermittelt wurden, dargestellt.

Wie bei den oben beschriebenen 3MA-Messungen, verstehen sich auch die hier angeführten Schriebe als Mittelwerte aus Messungen an Zahnflanken,

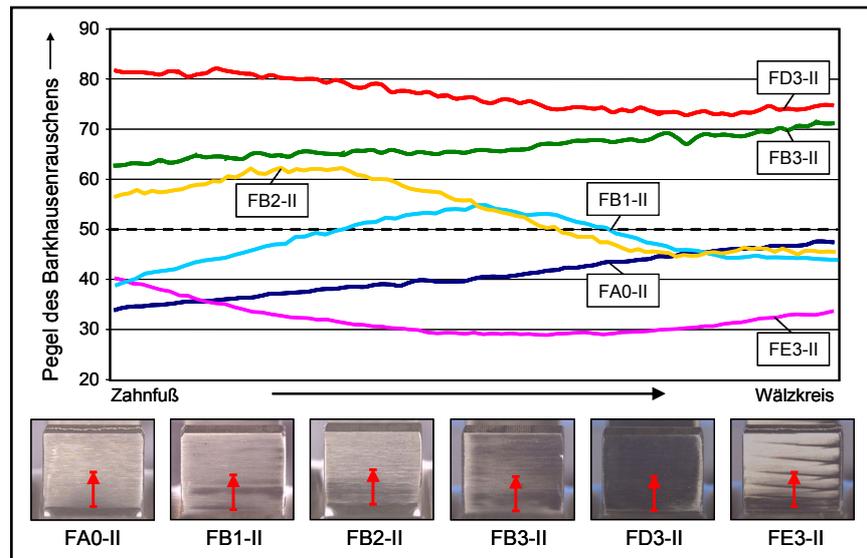


Bild 64 Messschriebe zum Barkhausenrauschen (Mittelwerte), teilwältgeschliffene Prüfvarianten, Verzahnung II, Vergleich mit Ergebnissen der Nitalätzung

die im anschließenden Laufversuch durch Grübchenbildung ausgefallen sind bzw. die stärkste Randzonenschädigung über dem Randumfang aufwiesen. Die Messungen erfolgten dabei jeweils in Zahnbreitenmitte im Bereich der, im Laufversuch gefährdeten, Fußflanke. Alle aufgenommenen Messschriebe sind zusammenfassend im **Anhang** zur detaillierten Dokumentation der unterschiedlichen Prüfvarianten angeführt.

Wie in **Bild 64** anhand beispielhaft dargestellter Ätzbilder zu erkennen, korrelieren die zerstörungsfreien Rollscan-Messungen gut mit den jeweiligen Ätzbefunden.

So wurde bei den Prüfvarianten FA0-II ohne Schleifbrand über dem gesamten abgescannten Flankenbereich ein Barkhausenrauschpegel $MP < 50$ gemessen. Bei den Varianten FB1-II und FB2-II mit lokaler Randzonenbeeinflussung steigt der Messwert in den geschädigten Bereichen (Anlasszonen) hingegen über den, hier als Grenzwert eingestellten, kritischen Rauschpegel ($MP = 50$) an.

Die Messschriebe der Prüfvarianten FB3-II und FD3-II weisen in Abhängigkeit des jeweiligen Randzonenzustandes Barkhausenrauschpegel von $MP = 63 \div 71$ bzw. $MP = 74 \div 82$ über dem gesamten abgescannten Bereich auf. Die Anzeige des Rollscan-Gerätes stimmt damit auch hier hinsichtlich Stärke und Ausdehnung mit den Ergebnissen der Nitalätzung überein.

Ein Nachteil des mikromagnetischen Prüfverfahrens ist anhand des Messschriebs der Prüfvariante FE3-II mit Neuhärtung zu erkennen. Bei dieser starken Randzonenschädigung wurden mit dem Rollscan-Gerät Barkhausenrauschpegel gemessen, die im Bereich jener der schleifbrandfreien Referenzvariante bzw. darunter liegen. Der Grund dafür liegt im werkstoffphysikalischen Zusammenhang zwischen der Härte im oberflächennahen Randbereich und dem Barkhausenrauschen. Mit der Neuhärtung nehmen, wie bereits beschrieben, die Oberflächenhärte und damit auch die Verzerrung des Kristallgitters durch Fehlstellen und Versetzungen deutlich zu. Diese behin-

dem die Dreh- und Klappprozesse größerer magnetischer Domänen im Werkstoff und verringern dadurch das Barkhausenrauschsignal.

Zur zerstörungsfreien Randzonenanalyse geschliffener Zahnflanken, die ähnlich den Prüfritzeln von Variante FE3-II, relativ großflächige Neuhärtungszonen aufweisen, scheint das Rollscan-Gerät daher nur bedingt geeignet.

Bild 65 zeigt die Barkhausenmessschriebe, die an den teilwältzgeschliffenen Prüfvarianten FA0-I und FD3-I

der Verzahnung I ($m_n = 3$ mm, 16MnCr5) aufgenommen wurden. Auch diese Messschriebe unterscheiden sich in Abhängigkeit des vorliegenden Randzonenzustandes deutlich voneinander. Im Vergleich zur Referenzvariante FA0-I mit unbeeinflusster Randzone, steigt das Barkhausenrauschen bei der Variante FD3-I mit starkem

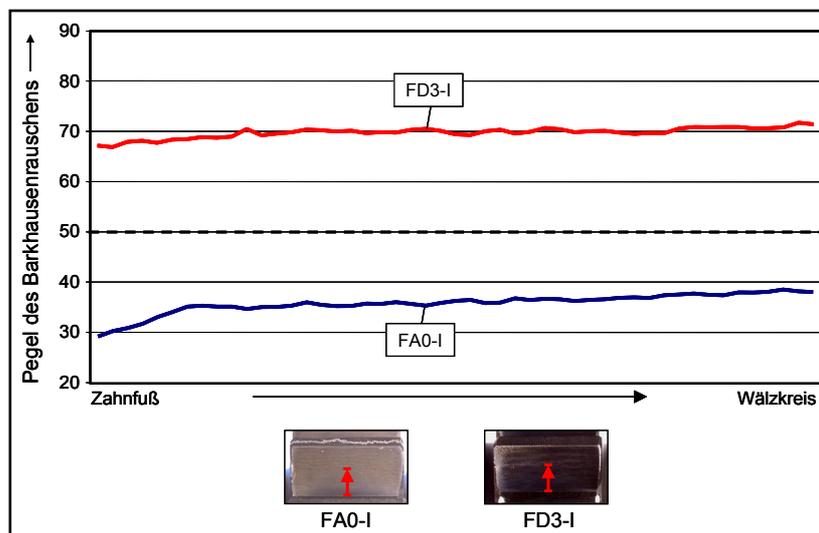


Bild 65 Barkhausenrauschmessschriebe (Mittelwerte), teilwältzgeschliffene Prüfvarianten, Verzahnung I

Schleifbrand im Mittel stark an, wobei ähnlich hohe Messpegel wie bei der Prüfvariante der Verzahnung II mit vergleichbarer Randzonenschädigung erreicht wurden.

Dabei ist zu beachten, dass die Kalibrierung des Rollscan-Gerätes, wie oben beschrieben, an Prüfritzeln der Verzahnung II aus dem Werkstoff 18CrNiMo7-6 erfolgte und die Geräteeinstellungen für die Messungen an Prüfritzeln der Verzahnung I, bei der sowohl eine andere Geometrie als auch ein anderer Werkstoff (16MnCr5) vorliegt, nicht eigens nachjustiert wurden.

Auch an den profilformgeschliffenen Prüfvarianten mit unterschiedlicher Randzonenausbildung wurden zerstörungsfreie Rollscan-Messungen durchgeführt. Wie in **Bild 66** ersichtlich, wurden dabei mit der vorliegenden Kalibrierung zwar Unterschiede zwischen den einzelnen Barkhausenmessschrieben festgestellt, diese fallen aber deutlich geringer als bei den teil-

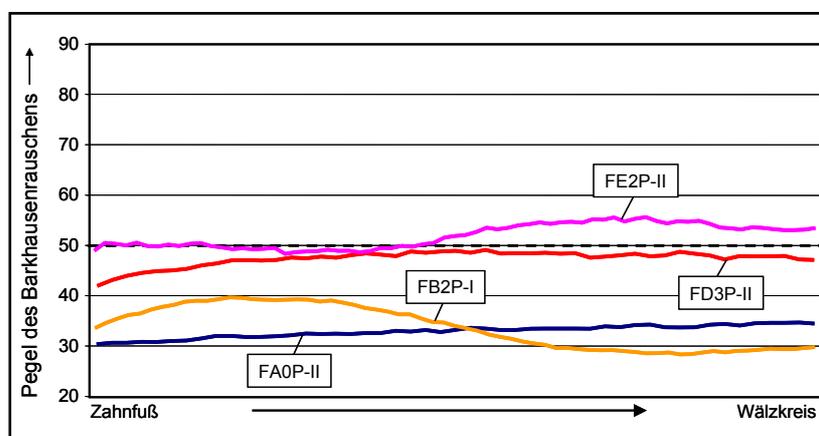


Bild 66 Barkhausenrauschmessschriebe (Mittelwerte), profilformgeschliffene Prüfvarianten

geschliffenen Prüfvarianten festgestellt, diese fallen aber deutlich geringer als bei den teil-

wälzgeschliffenen Prüfvarianten aus. Insbesondere fällt auf, dass bei der Prüfvariante FD3P-II, die anhand der Nitalätzung und den zerstörenden Prüfverfahren eine starke Schleifbrandschädigung ausweist, das Barkhausenrauschen den hier eingestellten, kritischen Pegelwert $MP = 50$ nicht überschreitet. Bei der Variante FE2P-II liegen hingegen trotz Neuhärtung im Fußflankenbereich die höchsten Rauschpegel vor.

Auch beim Rollscan-Gerät scheint, ähnlich wie bei dem 3MA-Verfahren, ein Einfluss des Schleifverfahrens auf das Ergebnis der zerstörungsfreien Prüftechnik vorzuliegen, der eine Neukalibrierung an entsprechend geschliffenen Referenzzahnrädern erfordern würde.

5.4 Beurteilung der unterschiedlichen Prüfverfahren zur Randzonenanalyse

Die verschiedenen Mess- und Prüfverfahren, die im Rahmen der vorliegenden Arbeit zur Erkennung und Quantifizierung der unterschiedlichen Randzonenzustände Anwendung fanden, wurden untereinander verglichen und nach den folgenden Gesichtspunkten bewertet:

- erfasste Flanken- und Tiefenbereiche;
- mögliche qualitative und quantitative Aussagen;
- Ermittlung von absoluten Randzonenkennwerten, d.h. Härte und Eigenspannungen;
- Prüfaufwand und Praxisnähe;
- zerstörend/ zerstörungsfrei;
- Standardisierung des Prüfverfahrens durch Normwerke.

Das Ergebnis der Bewertung ist in **Bild 67** zusammenfassend dargestellt. Die Bewertung der unterschiedlichen Prüfverfahren beruht dabei auf den Erfahrungen des Forschungsvorhabens Nr. 453 [95] und den Einschätzungen der Projekt begleitenden Industriepartner und muss nicht allgemein gültig sein. Je nach Anwendungsbereich, Baugröße, Stückzahl usw. kann die Eignung der einzelnen Prüfverfahren und daher die Bewertung auch anders ausfallen.

Prüfverfahren	erfasste Flankenbereiche	erfasster Tiefenbereich	Qualitative Aussage	Quantitative Aussage	Absolutwerte	Aufwand	Praxisnähe	Zerstörungsfrei	Standardisiert	Prüfresultate
Nitalätzung	++	--	+	-	-	-	+	0	++	Ätzbilder
ESATEST	+	-	+	+	++	0	+	+	-	Oberflächenhärte
Metallographie	-	++	+	+	++	--	0	--	+	Gefügebilder, Härtetiefenverläufe
Röntgenographie	--	+	+	++	++	--	-	--	+	Eigenspannungs-, Restaustenitiefenverläufe
Rollscan	+	-	+	+	-	+	++	+	-	Barkhausenrauschschriebe
3MA*	++	++	+	++	+	--	--	++	-	Härte- und Eigenspannungstiefenverläufe

Bild 67 Bewertung der verwendeten Prüfverfahren zur Randzonenanalyse, basiert im Wesentlichen auf den Erfahrungen des Forschungsvorhabens [95] (Prüfräder Baugröße $m_n = 3$ mm und 5 mm)

*gilt für den hier verwendeten 3MA-Zahnradscanner

Im Detail wurden die unterschiedlichen Prüfverfahren wie folgt bewertet:

- Nitalätzung: Bei diesem Prüfverfahren erhält man durch gleichzeitiges Anätzen aller Zahnflanken umfangreiche Aussagen über den Randzonenzustand an der Bauteiloberfläche nach dem Schleifen. Informationen zur Tiefenwirkung der Randzonenbeeinflussung fehlen jedoch. Das Verfahren ermöglicht nur qualitative Aussagen, wobei die Interpretation des Ätzergebnisses stark vom jeweiligen Prüfer abhängen kann. In Hinblick auf die benötigten Ätzbäder, deren Konzentration laufend überwacht und konstant gehalten werden muss, ist dieses Verfahren mit einem relativ großen Aufwand verbunden. Durch die weitverbreitete, bis heute teilweise exklusive Anwendung der Nitalätzung zur Schleifbranderkennung in der Industrie, ist die Praxisnähe dieses Verfahrens jedoch gegeben. Auch wenn kein Schleifbrand festgestellt wird, so hinterlässt das Anätzen der Zahnflanken doch eine Verfärbung des Bauteils, die nicht immer erwünscht ist. Das Verfahren kann daher nicht als vollkommen zerstörungsfrei bewertet werden. Dabei ist zu beachten, dass anhand vergleichender Stichversuche mit geätzten und ungeätzten Prüfrädern ein Einfluss der Nitalätzung auf die Flankentragfähigkeit hier nicht festgestellt werden konnte.

Die Nitalätzung ist nach ISO 14104 [19] genormt und wird auch in der DIN 3990 [3] bzw. ISO 6336 [18] in Zusammenhang mit den dort angegebenen Werkstoffqualitäten ML/MQ/ME erwähnt.

- ESATEST: Mit Hilfe dieses Oberflächenhärteprüfgerätes kann der Randzonenzustand mehrerer ausgewählter Flankenbereiche relativ schnell analysiert werden. Da mit diesem Verfahren die Härte direkt an der Oberfläche gemessen wird, beschränkt sich die Aussage der Messung auf diesen Bereich, ohne Informationen zum Randzonenzustand über der Werkstofftiefe zu geben. Als Randzonenkennwert wird mit dem ESATEST die lokale Oberflächenhärte, d.h. ein Absolutwert bestimmt, der damit nicht nur eine qualitative, sondern auch eine quantitative Aussage zulässt. Für eine zuverlässige Messung muss der entsprechende Taster exakt zum Bauteil bzw. zur Zahnflanke positioniert und ausgerichtet werden. Gerade bei größeren Zahnrädern ist damit ein gewisser Prüfaufwand verbunden.

Da es sich bei der Oberflächenhärtemessung um ein örtlich begrenztes Prüfverfahren handelt, müssen für eine aussagekräftige Randzonenanalyse geeignete Messpunkte, d.h. Flankenbereiche mit möglicher Schleifbrandschädigung, anhand anderer flächenhafter Verfahren (Nitalätzung oder Barkhausenrausch-Analyse) im Vorfeld der Messung qualitativ bestimmt werden.

Für eine erweiterte Charakterisierung und Überprüfung von geschliffenen Zahnflanken wird das Oberflächenhärteprüfgerät von mehreren Projekt begleitenden Industriepartnern bereits eingesetzt, was den Bezug dieses Verfahrens zur praktischen Anwendung bestätigt.

In den durchgeführten Untersuchungen zur Flankentragfähigkeit wurde kein Einfluss der mikroskopisch kleinen Härteeindrücke, die bei den Messungen auf den Zahnflan-

kenoberflächen entstehen, auf die Grübchenbildung festgestellt. Das Prüfverfahren wird damit als zerstörungsfrei angesehen.

Die Oberflächenhärtemessung mit dem ESATEST wurde bisher in keiner Norm standardisiert.

- Metallographie: Metallographische Untersuchungen erfordern die Zerstörung des Bauteils und sind wegen des hohen Prüfaufwandes nur in speziell ausgewählten Flankenbereichen stichprobenartig möglich. Damit ist dieses Verfahren für eine flächenhafte Schleifbrandprüfung grundsätzlich auszuschließen. Durch die metallographische Prüfung erhält man im jeweils untersuchten Flankenbereich allerdings umfangreiche qualitative und quantitative Informationen zum vorliegenden Randzonenzustand in Form von Gefügebildern und Härtetiefenverläufen. Dabei ist zu beachten, dass die Härte direkt an der Flankenoberfläche, die sich bei einer Randzonenschädigung durch Schleifen signifikant ändert, mit der metallographischen Härteprüfung nicht bestimmt werden kann. In Abhängigkeit der jeweiligen Prüflast (z. B. 9,81 N bei Härteprüfung nach Vickers HV1) können Härtewerte erst ab einem bestimmten Randabstand (z. B. 0,1 mm) zuverlässig bestimmt werden.

Aufgrund der erforderlichen Zerstörung des Bauteiles und der aufwendigen Probenpräparation ist die Praxisnähe von metallographischen Untersuchungen zur Schleifbrandprüfung in Rahmen der industriellen Fertigung nicht gegeben.

Dafür eignet sich die Metallographie ohne Zweifel für eine Randzonenanalyse zur endgültigen Klärung, ob eine Schleifbrandschädigung vorliegt und wie stark diese ausgeprägt ist, z. B. im Rahmen einer Schadensbegutachtung. Außerdem können metallographische Untersuchungen als Referenzverfahren zur Kalibrierung von zerstörungsfreier Prüftechnik zur Randzonenanalyse eingesetzt werden.

Die Durchführung von metallographischen Untersuchungen wird durch die Normen [10], [12] geregelt.

- Röntgenographie: Ähnlich wie die metallographischen Untersuchungen beschränken sich auch die röntgenographischen Messungen jeweils auf einen ganz bestimmten, lokalen Flankenbereich und können damit nicht für eine flächenhafte Randzonenanalyse verwendet werden.

Wie die entsprechenden Untersuchungen im Rahmen der vorliegenden Arbeit zeigen, reichen für eine eindeutige Aussage hinsichtlich Schleifbrand, röntgenographische Messungen direkt an der Oberfläche nicht aus. Durch schichtweises elektrolytisches Abtragen ist mit diesem Verfahren jedoch die quantitative Bestimmung von Eigenspannungs- und Restaustenittiefenverläufen möglich, wodurch eine örtliche Randzonenschädigung charakterisiert werden kann. Dabei werden die Messungen nur bis in wenige Zehntel Millimeter Werkstofftiefe durchgeführt und beschränken sich damit auf die oberflächennahe Randzone. Für eine Randzonenanalyse hinsichtlich Schleifbrand ist dies meist ausreichend, da der Eigenspannungszustand durch die Hartfeinbearbeitung im Wesentlichen nur im Werkstoffbereich nahe der Oberfläche signifikant beeinflusst wird.

Aufgrund des hohen Aufwandes bei der Probenpräparation und dem elektrolytischen Materialabtrag zwischen den einzelnen Messungen eignen sich röntgenographische Untersuchungen zur detaillierten Randzonenanalyse nur unter Laborbedingungen. Dabei wird, wie bei der Metallograpie, eine Zerstörung des Bauteiles und damit nur die stichprobenartig Verwendung dieses Verfahrens vorausgesetzt. Die Ergebnisse röntgenographischer Untersuchungen können zur Kalibrierung von zerstörungsfreier Messtechnik, z.B. dem 3MA-Prüfsystem verwendet werden.

In der Norm DIN EN 15305 [7], von der bisher allerdings nur ein gültiger Entwurf vorliegt, sind Richtlinien für Eigenspannungsmessungen im Röntgendiffraktometer angeführt.

- Rollscan-Gerät: Bei diesem Prüfverfahren können durch das Abscannen der Zahnflanken mit Hilfe eines mikromagnetischen Sensors relativ schnell mehrere Flankenbereiche erfasst werden. Das dabei gemessene Barkhausenrauschsignal eignet sich bei entsprechender Kalibrierung des Prüfgerätes zu einer flächenhaften Schleifbrandprüfung, wobei die Messungen allerdings nur Informationen zum oberflächennahen Randzonenzustand bis in rund 0,1 mm Werkstofftiefe liefern. Anhand der Messschriebe des Barkhausenrauschpegels sind zwar qualitative und auch quantitative Aussagen zu einer vorliegenden örtlichen Randzonenbeeinflussung möglich, allerdings können keine absoluten Randzonenkennwerte wie Härte oder Eigenspannungen daraus abgeleitet werden.

Der Aufwand bei der Kalibrierung und der Prüfung am Bauteil (Zahnflanken) hält sich in Grenzen, wobei unbedingt auf eine konstante Sensorführung zu achten ist. Eine Änderung des Aufwinkels oder ein Abheben des Sensors, können den gemessenen Rauschpegel und damit das Messergebnis signifikant beeinflussen.

Der mikromagnetische Sensor des Rollscan-Gerätes arbeitet weitgehend zerstörungsfrei. Durch die harten, keramischen Isolierschichten am Sensorkopf, die das äußere Magnetjoch von der Empfangspule und dem Hallelement (siehe **Bild 61**) trennen, können beim Abscannen der Zahnflanken allerdings leichte Schleif- bzw. Kratzspuren auf der Oberfläche entstehen, die jedoch keinen Einfluss auf die Flankentragfähigkeit haben.

Das Rollscan-Gerät kommt in der industriellen Anwendung bereits bei mehreren Projekt begleitenden Industriepartnern zur Schleifbrandkontrolle zum Einsatz und hat sich dort bewährt. Ein Nachteil dieses mikromagnetischen Prüfverfahrens besteht dabei allerdings darin, dass bisher weder die Kalibrierprozedur, noch die Zuordnung des Barkhausenrauschsignales zu einem bestimmten Randzonenzustand durch eine Norm standardisiert sind.

3MA-Prüfsystem: Die Untersuchungen von unterschiedlichen Randzonenzuständen mit dem in der vorliegenden Arbeit entwickelten und kalibrierten 3MA-Zahnradscanner haben gezeigt, dass auch dieses mikromagnetische Prüfverfahren für eine flächenhafte Schleifbrandprüfung geeignet ist. Erfolgt eine entsprechend aufwendige Kalibrierung des Prüfsystems, wobei Auswertepolynome zu Härte und Eigenspan-

nungen in unterschiedlichen Werkstofftiefen ermittelt werden, so ist anschließend eine komplett zerstörungsfreie, quantitative Bestimmung von Tiefenverläufen dieser Randzonenkennwerte möglich. Durch die entsprechende Auswertesoftware können dabei die in unterschiedlichen Werkstofftiefen ermittelten Randzonenkennwerte über den abgescannten Zahnflanken graphisch dargestellt werden. Da in jedem Messpunkt auf den untersuchten Zahnflanken 41 mikromagnetische Prüfgrößen ermittelt und in Randzonenkennwerte wie Härte und Eigenspannungen in verschiedenen Werkstofftiefen umgerechnet werden, ist die Datenmenge, die bei einer 3MA-Prüfung entsteht beträchtlich. Allerdings ist eine dauerhafte Speicherung der 41 Prüfgrößen nur für Kalibrierproben erforderlich. Das System kann auch so eingestellt werden, dass die Prüfgrößen zur Bestimmung der Randzonenkennwerte nicht mitprotokolliert werden.

Die zur quantitativen Randzonenanalyse notwendige Kalibrierung des 3MA-Systems erfolgt auf Basis von zerstörenden metallographischen und röntgenographischen Referenzuntersuchungen. Dementsprechend hoch ist der Aufwand dieses Prüfverfahrens einzuschätzen, wenn, wie im Rahmen der vorliegenden Arbeit, 17 verschiedene Zielgrößen einzukalibrieren sind. Da jede Zahnflanke abgerastert wurde, ist zudem auch der Zeitaufwand für die Vermessung und die Auswertung der für jedes Zahnrad anfallenden großen Datenmenge enorm.

Dabei könnte die bei der Prüfung mit dem 3MA-Zahnradscanner anfallende große Datenmenge (lokale Härte- und Eigenspannungstiefenverläufe in jedem Messpunkt) durch geeignete Algorithmen selbstverständlich auch vorverdichtet werden. Eine automatisierte Mittelwertbildung über die Zahnflanke, die erfasste Werkstofftiefe oder über ein komplettes Zahnrad wäre trivial.

Ein derart hoher Kalibrier- und Prüfaufwand, wie in der vorliegenden Arbeit, ist für die industrielle Anwendung nur in Ausnahmefällen gerechtfertigt. Für die industrielle Anwendung kann auf das Abrastern der gesamten Zahnflanke sicherlich oftmals verzichtet werden. Auch sind Informationen zu Härte und Eigenspannung in einem bestimmten Werkstofftiefenbereich oftmals ausreichend, um die Qualität der Schleifbearbeitung zu beurteilen und Aussagen zur Flankentragfähigkeit zu treffen. Der Kalibrier- und Prüfaufwand des 3MA-Systems reduziert sich dann nennenswert.

Weiterhin ist zu beachten, dass das 3MA-Prüfsystem ebenfalls für qualitative Untersuchungen (i.O. / n.i.O) kalibriert werden kann. Dabei stehen beim 3MA-System immer 41 Prüfgrößen zur Verfügung, wodurch Mehrdeutigkeiten (z. B. bei Neuhärtung) vermieden werden können.

Die durchgeführten mikromagnetischen Messungen haben gezeigt, dass das 3MA-Prüfsystem, zumindest mit der hier vorliegenden Kalibrierung an teilwälzgeschliffenen Referenzrädern, für die profilformgeschliffenen Prüfräder Randzonenkennwerte liefert, die nicht mit den Ergebnissen der zerstörenden Prüfverfahren (Metallographie/Röntgenographie) übereinstimmen. Eine Neukalibrierung des 3MA-Prüfgerätes an entsprechenden profilformgeschliffenen Referenzrädern wäre dazu notwendig.

Weitere Einflüsse auf die Ergebnisse des 3MA-Prüfsystems, d.h. z.B. Werkstoff- und Chargeneinflüsse wurden im Rahmen dieser Arbeit nicht untersucht.

Bei dem in der vorliegenden Arbeit verwendeten 3MA-Zahnradscanner handelt es sich um einen Prototypen. Die beschriebene Kalibrierprozedur und das mikromagnetische Prüfverfahren sind bisher durch keine Norm standardisiert.

Die angeführten Bewertungen der verwendeten Prüfverfahren nach den unterschiedlichen Gesichtspunkten, d.h. den erfassten Werkstoffbereichen, der Aussagekraft der Messung, dem Prüfaufwand, der Praxisnähe usw., zeigen, dass alle verwendeten Verfahren zur Randzonenanalyse sowohl Vor- als auch Nachteile aufweisen. Eine detaillierte Aussage zum vorliegenden Randzonenzustand, auf deren Basis die Minderung der Flankentragfähigkeit durch Schleifbrand genauer bestimmt werden kann, ist in der Regel nur durch die Kombination mehrerer Prüfverfahren z.B. einer flächenhaften Prüfung (Nitalätzung oder Rollscan-Messung) und einer anschließenden lokalen Indikation (Oberflächenhärtemessung) zu erreichen.

5.5 Korrelationen zwischen den unterschiedlichen Prüfverfahren

Zur weiteren Beurteilung der verwendeten Prüftechniken wurden die Messergebnisse der unterschiedlichen Verfahren miteinander verglichen. Dabei konnten insbesondere Korrelationen zwischen den konventionellen Prüfverfahren (Nitalätzung, Metallographie, Röntgenographie) und der zerstörungsfreien Messtechnik aufgezeigt werden. Einige dieser Zusammenhänge, z. B. die Korrelationen zwischen der 3MA-Messung und den metallographischen und röntgenographischen Prüfverfahren (siehe **Bild 56**) sowie die Übereinstimmung zwischen der Nitalätzung und dem Barkhausenrauschsignal (siehe **Bild 64** und **Bild 65**), wurden bereits weiter oben beschrieben.

In **Bild 68** sind beispielhaft Oberflächenhärtewerte, die mit Hilfe des ESATEST-Härteprüfers in Zahnflankenbereichen mit unterschiedlicher Randzonenbildung gemessen wurden, den jeweiligen Ätzbildern der entsprechenden Zahnflanken gegenübergestellt.

Es ist die gute Übereinstimmung zwischen den gemessenen Härtewerten und den durch die Nitalätzung sichtbar gemachten Anlass- und Neuhärtungszonen ersichtlich. Außerdem zeigt **Bild 68** wie ein flächenhafte Schleifbrandprüfung, hier die Nitalätzung, und die Messung eines lokalen Randzonenkennwertes, hier die Oberflächenhärte, durch Kombination zu einer detaillierteren Beschreibung des örtlich vorliegenden Randzonenzustandes führen. Mit Hilfe der Nitalätzung wird zunächst die gesamte Zahnflanke, bzw. das gesamte Zahnrad qualitativ hinsichtlich Schleifbrand geprüft. Anschließend erfolgt in den Flankenbereichen, die anhand des Ätzbefundes eine Randzonenbeeinflussung aufweisen, die Überprüfung und weitergehende Quantifizierung der Schädigung z.B. durch die Messung der Oberflächenhärte.

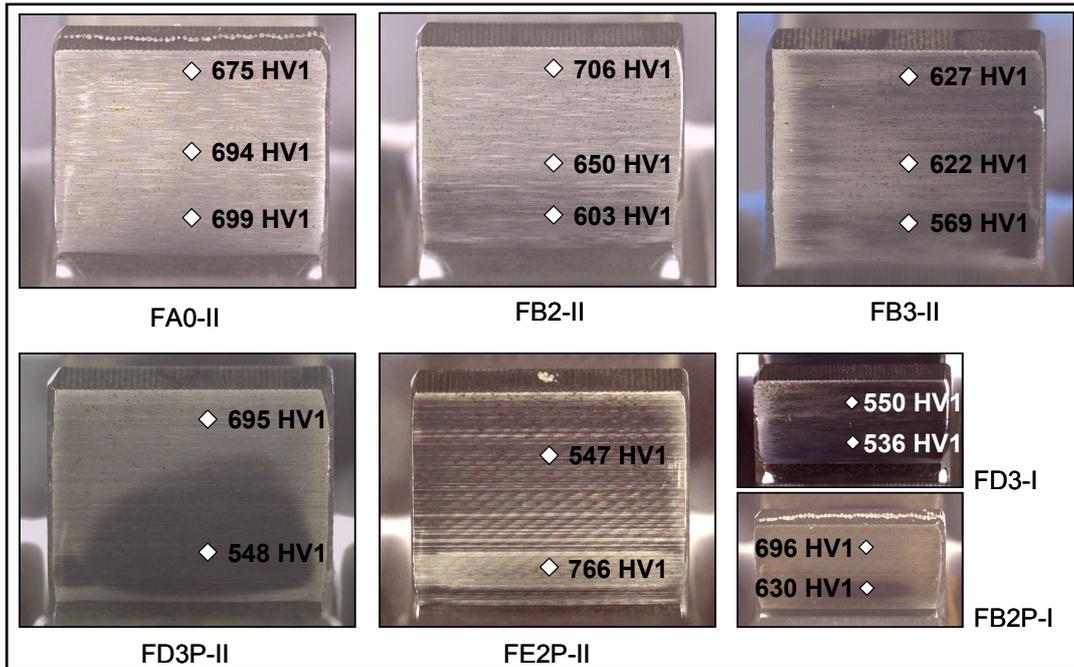


Bild 68 Korrelation zwischen Oberflächenhärteprüfung und Nitalätzung

Weitere Korrelationen zwischen Randzoneneigenschaften, die mit Hilfe unterschiedlicher Prüfverfahren ermittelt wurden, sind in **Bild 69** und **Bild 70** dargestellt. Dabei werden jedoch keine absoluten Messgrößen, sondern jeweils deren Änderung gegenüber dem schleifbrandfreien Randzonenzustand, miteinander verglichen.

So zeigt **Bild 69** den linearen Zusammenhang zwischen der Minderung der Oberflächenhärte (ESATEST-Messung) und der

Zunahme des Barkhausenrauschens (Rollscan-Messung) im Vergleich zum unbeeinflussten Referenzzustand beim Vorliegen einer Randzonenschädigung durch Schleifbrand. Da sich die Barkhausenrausch-Analyse bei Neuhärtung nur bedingt eignet, wurde das entsprechende Messergebnis (Prüfvariante FE3-II) dabei nicht berücksichtigt.

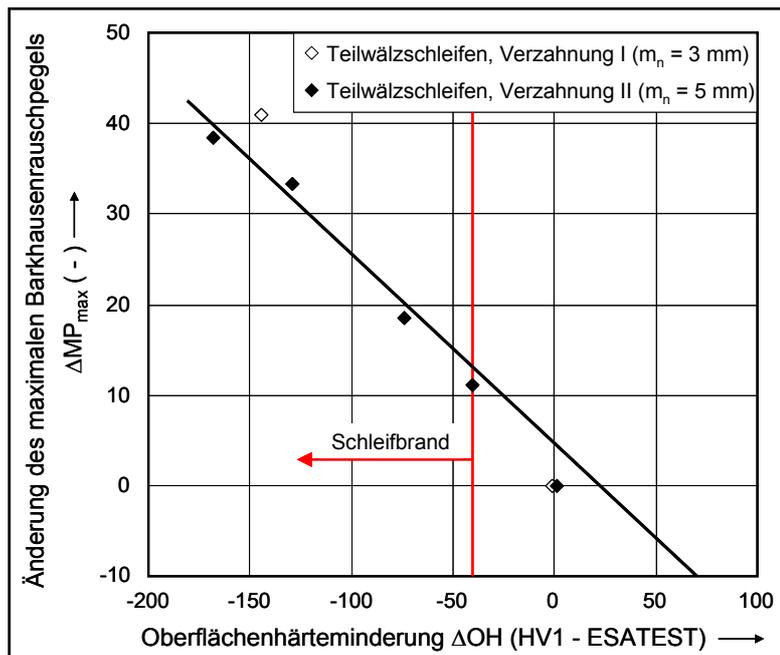


Bild 69 Korrelation zwischen der Oberflächenhärteminderung und der Zunahme des Barkhausenrauschpegels bei einer Schleifbrandschädigung

Für die in **Bild 70** dargestellte Korrelation wurde die Zunahme der Zugeigenstressungen, d.h. die Änderung des Eigenspannungsmaximums in den schleifbrandgeschädigten Randzonen der unterschiedlichen Prüfvarianten, im Vergleich zum Referenzzustand (ohne Randzonenbeeinflussung) auf Basis der durchgeführten röntgenographischen Untersuchungen (Verzahnung I) bzw. der 3MA-Messungen (Verzahnung II) ermittelt und der Zunahme des Barkhausenrauschens

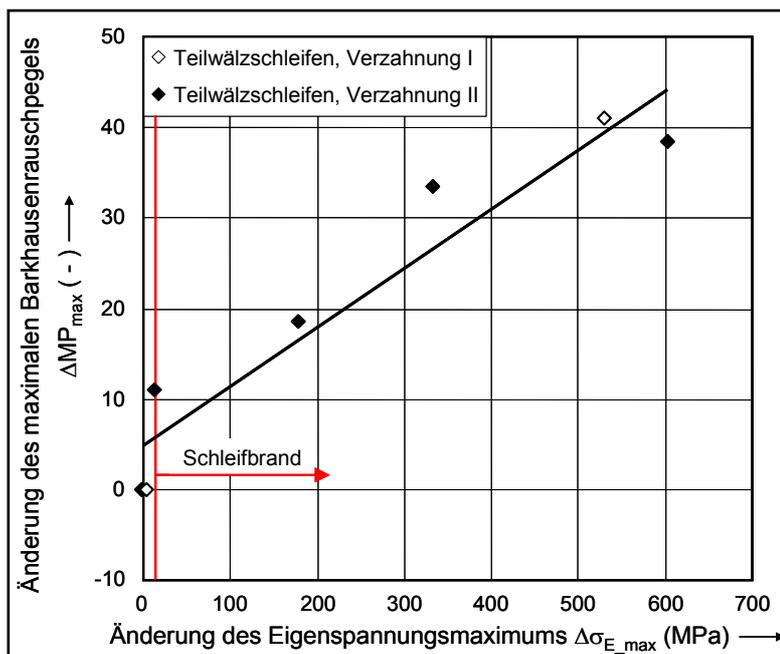


Bild 70 Korrelation zwischen der Zunahme des Eigenspannungsmaximums und des Barkhausenrauschpegels bei einer Schleifbrandschädigung

(Rollscan-Messungen) gegenübergestellt. Auch hier ergibt sich ein eindeutiger Zusammenhang zwischen den Messergebnissen, die von den unterschiedlichen Prüfverfahren zur Randzonenanalyse geliefert wurden.

5.6 Zusammenfassung der durch Schleifen erzeugten Randzonenzustände

Tabelle 11 fasst die durch die Hartfeinbearbeitung erzeugten unterschiedlichen Randzonenzustände anhand beispielhafter Ätz- und Gefügebilder und unter Angabe charakteristischer Oberflächenhärte- und Eigenspannungswerte zusammen. Angegeben sind jeweils Mittelwerte, die mit den angegebenen Prüfverfahren im Bereich der Randzonenschädigung ermittelt wurden.

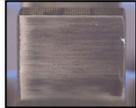
Teiwälzgeschliffenen Prüfvarianten						
Variante	Nitalätzung	Gefüge	OH (HV1) ¹	ES (N/mm ²) ¹		RA (%) ³
				OF	max.	
FA0-II			677	-585 (Druck)	-50 (Druck)	20,3
FB1-II		 *	637 (682 ^a)	-596 (Druck)	-38 (Druck)	keine Messung
FB2-II			603 (679 ^a)	-543 (Druck)	128 (Zug)	16,8
FB3-II			540	-514 (Druck)	282 (Zug)	12,7
FD3-II			509	-397 (Druck)	553 (Zug)	7,9
FE3-II			766	-537 (Druck)	322 (Zug)	14,5
Profilformgeschliffene Prüfvarianten						
Variante	Nitalätzung	Gefüge	OH (HV1) ²	ES (N/mm ²) ³		RA (%) ³
				OF	max.	
FA0P-II			700	-512 (Druck)	-114 (Druck)	22,9
FD3P-II			548	-301 (Druck)	530 (Zug)	9,7
FE2P-II			766 (547 ^b)	160 (Zug)	740 (Zug)	15,3

Tabelle 11a Randzonenzustände der geschliffenen Prüfritzel, Verzahnungsvariante II, 18CrNiMo7-6, Fortsetzung auf der nächsten Seite (* Gefüge nach dem Prüflauf)

Teilwälzgeschliffene Prüfvarianten						
Variante	Nitalätzung	Gefüge	OH (HV1) ²	ES (N/mm ²) ³		RA (%) ³
				OF	max.	
FA0-I			682	-782 (Druck)	-92 (Druck)	13,2
FD3-I			550	-371 (Druck)	444 (Zug)	4,9
Profilformgeschliffene Prüfvariante						
Variante	Nitalätzung	Gefüge	OH (HV1) ²	ES (N/mm ²)	RA (%)	
FB2P-I		 *	630 (696 ^a)	keine Messung	keine Messung	
OH – Oberflächenhärte ES – Eigenspannungen (OF – an der Oberfläche, max. – Eigenspannungsmaximum) RA – Restaustenitgehalt (Mittelwert) ¹ 3MA-System (Kalibrierung nach Abschnitt 5.3.2.2) ² Oberflächenhärteprüfgerät ESATEST ³ Röntgendiffraktometer Messort: jeweils im Bereich der stärksten Randzonenschädigung bzw. ^a im Bereich ohne Schleifbrand ^b im Bereich mit starkem Schleifbrand außerhalb der Neuhärtungszone						

Tabelle 11b Randzonenzustände der geschliffenen Prüfritzel, Verzahnungsvariante I, 16MnCr5
 (* Gefüge nach dem Prüflauf)

6 Ermittlung der Zahnflankentragfähigkeit: Prüfbedingungen, Versuchsdurchführung und Auswerteverfahren

6.1 FZG-Zahnradverspannungsprüfstände

Die Durchführung der Laufversuche zur Untersuchung der Flankentragfähigkeit im Anschluss an die umfangreichen Randzonenanalysen der einzelnen Prüfvarianten erfolgte in FZG-Zahnradverspannungsprüfständen (s. auch DIN ISO 14635-1 [17]). Dabei waren die Betriebsbedingungen durch die Prüfparameter Belastung, d.h. Torsionsmoment, Umfangsgeschwindigkeit und Öltemperatur sowie den Schmierstoff festgelegt.

Die Untersuchungen der Prüfräder der Hauptverzahnungsvariante II ($m_n = 5$ mm, 18CrNiMo7-6) mit Achsabstand $a = 91,5$ mm wurden an FZG-Verspannungsprüfständen herkömmlicher Bauart durchgeführt. **Bild 71** zeigt das Schema eines solchen Prüfstandes, der nach dem Prinzip eines mechanischen Kreislaufes aufgebaut ist. Der Antrieb des Prüfstandes erfolgt über einen Drehstrom-Asynchron-Motor mit einer Drehzahl von 3000 min^{-1} bzw. 1500 min^{-1} .

Die Prüflast wird durch Verdrehen und Verspannen der beiden Hälften der Belastungskupplung, die auf der starren Welle des Prüfstandes angebracht ist, in den Prüfkreislauf eingeleitet. Dadurch wird ein definiertes statisches Torsionsmoment, welches proportional dem Verdrehweg der Kupplung ist, auf die beiden Prüfzahnäder im

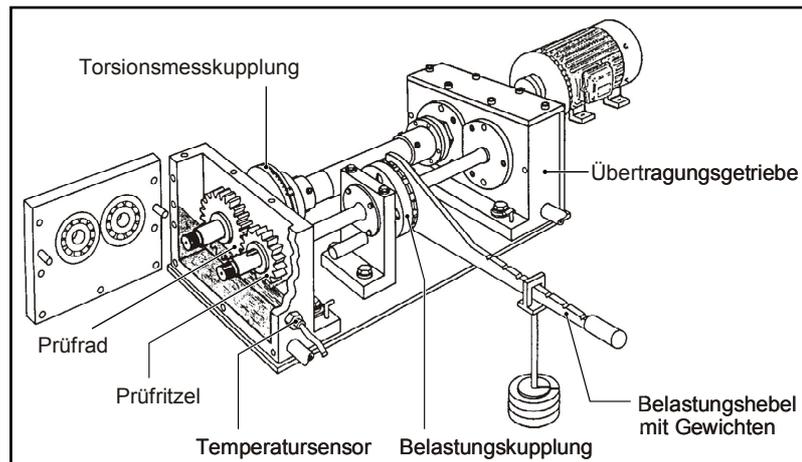


Bild 71 FZG-Zahnradverspannungsprüfstand herkömmlicher Bauart mit Achsabstand $a = 91,5$ mm

Prüfgetriebe übertragen. Die Einstellung und Überprüfung des Torsionsmomentes erfolgt mit Hilfe einer entsprechenden Messkupplung, die auf der Torsionswelle des Prüfstandes sitzt.

Der Leistungsfluss erfolgt als mechanischer Kreislauf über das Prüfgetriebe und ein Übertragungsgetriebe gleicher Übersetzung. Durch den Elektromotor muss lediglich die Verlustleistung des Systems ausgeglichen werden. Die Ölversorgung des Prüf- und Übertragungsgetriebes erfolgt durch ein 28 l fassendes Ölaggregat mit Temperaturregelung und Drucküberwachung.

In den Laufversuchen zur Ermittlung der Grübchentragfähigkeit mit Prüfrädern der Verzahnungsvariante II wurde das Prüfritzel jeweils auf der Torsionswelle montiert und die Verspannrichtung so festgelegt, dass sich der Betriebszustand „Ritzel treibt Rad“ ergab. Die Drehzahl des Prüfritzels war damit gleich der des Antriebsmotors $n_1 = 3000 \text{ min}^{-1}$. Alle Versuche zur Grübchentragfähigkeit erfolgten mit Einspritzschmierung, wobei die Öleinspritztemperatur $\vartheta_E = 60^\circ\text{C}$ betrug und auf $\pm 2^\circ\text{C}$ genau geregelt wurde. Der Schmierstoff wurde während der Versuche mit ca. 2 l/min in den Zahneingriff eingespritzt. Durch die gewählten Versuchsbedingungen wurde eine möglichst gute Vergleichbarkeit zu Ergebnissen früherer Forschungsvorhaben [25], [59], [107] angestrebt.

Für die Untersuchungen zur Graufleckentragfähigkeit wurden die Versuchsbedingungen in Anlehnung an [33] und [93] verändert. Das Prüfrad ($z = 18$) wurde auf der Torsionswelle des Prüfstandes montiert und vom Elektromotor mit einer Drehzahl von 1500 min^{-1} angetrieben. Gleichzeitig wurde durch die Umkehrung der Verspannrichtung jedoch der Betriebszustand „treibendes Ritzel“ beibehalten. Die Öleinspritztemperatur betrug bei den durchgeführten Graufleckentests $\vartheta_E = 90^\circ\text{C}$. Weitere Informationen zum verwendeten Schmierstoff und den Schmierbedingungen sind in **Abschnitt 6.2.4** angeführt.

Die Untersuchungen zur Grübchentragfähigkeit der Prüfräder der Verzahnungsvariante I ($m_n = 3$ mm, 16MnCr5) erfolgten im FZG-Kfz-Verspannungsprüfstand (Dreiwel-lenprüfstand) mit variablem Achsabstand (hier $a = 75,6$ mm). Der prinzipielle Aufbau

dieses Prüfstandes entspricht im Wesentlichen dem oben beschriebenen Zahnradverspannungsprüfstand herkömmlicher Bauart. Auch hier erfolgt der Antrieb des Prüfkreislaufes über einen Drehstrom-Asynchron-Motor mit einer Drehzahl von 3000 min^{-1} .

Im Gegensatz zum Standard-Verspannungsprüfstand besteht das Prüfgetriebe des FZG-Kfz-Verspannungsprüfstandes, wie in **Bild 72** am entsprechenden RIKOR-Modell [83] dargestellt, jedoch aus zwei Stirnradstufen. Die 1. Stufe ist mit Übertragungsrädern größerer Verzahnungsbreite ($b = 30 \text{ mm}$) ausgeführt. Die 2. Stufe besteht aus den zu prüfenden Zahnrädern ($b = 14 \text{ mm}$), wobei das Prüfritzel auf der Zwischenwelle sitzt und aufgrund der verwendeten Verspannrichtung das Prüfrad treibt.

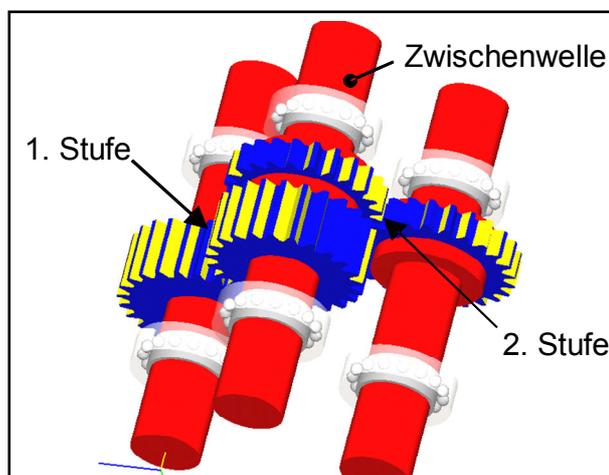


Bild 72 Prüfgetriebe des FZG-Kfz-Verspannungsprüfstand (Dreiwellenprüfstand), RIKOR-Modell [83]

Wegen der zusätzlichen Stirnradstufe im Prüfgetriebe liegt am Prüfritzel eine Drehzahl $n_1 = 3260 \text{ min}^{-1}$ vor.

Die Versuche im FZG-Kfz-Verspannungsprüfstand wurden mit Tauchschmierung bei einer Ölsumpftemperatur $\vartheta_{\text{Sumpf}} = 60^\circ\text{C}$ durchgeführt. Die Eintauchtiefe war so festgelegt, dass das treibende Übertragungsritzel der 1. Stufe und das getriebene Prüfrad der 2. Stufe jeweils bis Achsmitte in den Schmierstoff eintauchten.

6.2 Grübchentragfähigkeit

6.2.1 Berechnung der Flankenpressung im Laufversuch

Zur Ermittlung der Grübchentragfähigkeit im Laufversuch wurde die Flankenpressung, die sich aus dem statisch aufgebrachtten Prüfmoment ergibt, analog dem Berechnungsgang der DIN 3990 Teil 2, Methode B [3], bestimmt.

Die Berechnung der Grübchentragfähigkeit erfolgt nach DIN 3990 [3] bei Geradverzahnungen auf Basis der im inneren Einzeleingriffspunkt B der Zahnradpaarung wirkenden Flankenpressung σ_H . Diese wird auf Grundlage der Hertzschen Pressung nach Gleichung (2) berechnet.

$$\sigma_H = Z_B \cdot \sigma_{H0} \cdot \sqrt{K_A \cdot K_V \cdot K_{H\beta} \cdot K_{H\alpha}} \leq \sigma_{HP} \quad (2)$$

Dabei ist die auftretende, nominelle Flankenpressung σ_{H0} , die sich bei der Belastung einer abweichungsfreien Verzahnung durch das statische Nennmoment ergibt, gemäß Gleichung (3) definiert.

$$\sigma_{H0} = Z_H \cdot Z_E \cdot Z_\varepsilon \cdot Z_\beta \cdot \sqrt{\frac{F_t}{d_1 \cdot b} \cdot \frac{u+1}{u}} \quad (3)$$

Auf die Berechnungsgleichungen der Faktoren Z_H , Z_E , Z_ε , Z_β sowie Z_B wird hier nicht näher eingegangen. Diese sind in DIN 3990 Teil 2 [3] ausführlich beschrieben. Die Zahlenwerte der Z-Faktoren, gültig für die im Rahmen der vorliegenden Arbeit untersuchten Verzahnungsvarianten, sind im Einzelnen im **Anhang** belegt.

Die Nenn-Umfangskraft F_t am Teilzylinder im Stirnschnitt ergibt sich aus dem für den jeweiligen Laufversuch eingestellten Prüfmoment.

Die für die Berechnung der auftretenden Flankenpressung maßgebenden Kraftfaktoren (K-Faktoren), die Lastüberhöhungen im realen Getriebe berücksichtigen, sind im **Anhang** angeführt.

6.2.2 Berechnung der Grübchendauerfestigkeit σ_{Hlim} nach DIN 3990

Die in DIN 3990 Teil 5 [3] belegten Tragfähigkeitskennwerte zur Grübchendauerfestigkeit σ_{Hlim} gelten für eine Ausfallwahrscheinlichkeit von 1% und den ebenfalls in [3] beschriebenen Standard-Referenz-Prüfrädern und Standard-Prüfbedingungen. Für eine vergleichende Einordnung in den Stand des Wissens und eine weiterführende Bewertung können die ermittelten Versuchsergebnisse auf die Bedingungen der Norm zurückgerechnet und damit die experimentellen Grübchendauerfestigkeitswerte $\sigma_{Hlim, Versuch}$ der unterschiedlichen Prüfvarianten bestimmt werden.

In Anlehnung an DIN 3990 [3] errechnet sich die im Versuch ermittelte Grübchendauerfestigkeit $\sigma_{Hlim, Versuch}$ auf Basis der dauerhaft ertragbaren, nominellen Flankenpressung für 1% Ausfallwahrscheinlichkeit $\sigma_{H0\infty, 1\%}$ nach Gleichung (4).

$$\sigma_{Hlim, Versuch} = \frac{Z_B \cdot \sigma_{H0\infty, 1\%} \cdot \sqrt{K_A \cdot K_V \cdot K_{H\beta} \cdot K_{H\alpha}}}{Z_V \cdot Z_R \cdot Z_L \cdot Z_W \cdot Z_X} \quad (4)$$

In den Laufversuchen wurde zunächst die dauerhaft ertragbare, nominelle Flankenpressung für 50% Ausfallwahrscheinlichkeit $\sigma_{H0\infty, 50\%}$ bestimmt. Die Umrechnung der im Versuch ermittelten Werte auf eine Ausfallwahrscheinlichkeit von 1% erfolgte in Anlehnung an [79] und [97] nach Gleichung (5).

$$\sigma_{H0\infty, 1\%} = f_{1\%H} \cdot \sigma_{H0\infty, 50\%} \quad (5)$$

Dabei wurde der nach Stahl [97] für einsatzgehärtete Zahnräder gültige Umrechnungsfaktor $f_{1\%H} = 0,92$ verwendet.

Die Faktoren Z_v , Z_R , Z_L , Z_W und Z_x , die in der angegebenen Reihenfolge den Einfluss der Schmierfilmbildung (Umfangsgeschwindigkeit, Flankenrauheit und Nennviskosität), der Werkstoffpaarung und der Baugröße auf die Grübchendauerfestigkeit berücksichtigen, wurden nach DIN 3990 Teil 2, Methode B [3] für die vorliegenden Versuchsbedingungen bestimmt und sind im **Anhang in Tabelle A4** angegeben.

6.2.3 Experimentelle Ermittlung der Grübchentragfähigkeit

Zur Ermittlung der Grübchentragfähigkeit wurden mit allen Prüfvarianten, d.h. Prüfständen mit unterschiedlichen Randzonenzuständen, sogenannte Wöhlerversuche, d.h. Einstufenversuche durchgeführt.

Dabei wurden von den teilwälzgeschliffenen Prüfvarianten der Hauptverzahnung II ($m_n = 5$ mm) Wöhlerlinien ermittelt, die mit jeweils 10 bis 12 Versuchspunkten belegt wurden. Für die einzelnen Prüfvarianten wurden dazu nach Versuchserfahrung $4 \div 5$ geeignete Lasthorizonte im Bereich der Dauerfestigkeit und der Zeitfestigkeit festgelegt. Damit erlauben die experimentell ermittelten Wöhlerlinien insbesondere Aussagen zur Dauerfestigkeit der einzelnen Prüfvarianten in Abhängigkeit des jeweiligen Randzonenzustandes nach dem Schleifen, aber auch einen Vergleich der zu erwartenden Lebensdauer im Bereich der Zeitfestigkeit.

Von der Prüfvariante FB1-II standen, wie bereits in **Abschnitt 4.3.1** erwähnt, aus schleiftechnischen Gründen, nur eine begrenzte Anzahl von Prüfritzeln mit entsprechendem Randzonenzustand zur Verfügung. Die Versuchsbelegung beschränkte sich bei dieser Variante daher auf den Bereich der Dauerfestigkeit.

Die teilwälzgeschliffenen Prüfvarianten der Verzahnung I ($m_n = 3$ mm), sowie die profilformgeschliffenen Prüfvarianten wurden in Stichversuchen untersucht. Die Versuchsbelegung erfolgte bei diesen Varianten nur im Bereich ihrer Dauerfestigkeiten unter Festlegung von jeweils 3 geeigneten Lasthorizonten. Aus den Versuchspunkten wurden entsprechende Teilwöhlerlinien ermittelt und die jeweiligen Grübchendauerfestigkeitswerte abgeschätzt.

Vor jedem Prüflauf wurde, unabhängig von der Verzahnungs- und Prüfvariante, ein zweistufiger Einlauf in Anlehnung an [32] und [107] durchgeführt. Ziel des Einlaufes war die Glättung der Zahnflanken und damit die Verringerung der Gefahr von Graufleckenbildung.

In der ersten Einlaufstufe wurde durch eine Öleinspritz- bzw. Ölsumpftemperatur von 40°C und eine hohe Ritzeldrehzahl von 3000 bzw. 3260 min^{-1} eine relativ große Schmierfilmdicke eingestellt und das Prüfradpaar für 20.000 Lastwechsel mit einer nominellen Flankenpressung $\sigma_{H0} = 1150\text{ N/mm}^2$ beansprucht. Die zweite Einlaufstufe erfolgte anschließend bei gleicher Flankenpressung für 180.000 Lastwechsel, wobei durch eine Öltemperatur von 90°C und eine abgesenkte Ritzeldrehzahl von 1500 bzw. 1630 min^{-1} relativ geringe Schmierfilmdicken vorlagen.

Unter den genannten Einlaufbedingungen konnte eine Abnahme des arithmetischen Mittenrauwertes R_a auf $70 \div 80\%$ des Ausgangswertes erzielt werden.

Nach erfolgtem Einlauf wurden die Prüfverzahnungen mit einem definierten Prüfmoment belastet und der Versuch zur Grübchentragsfähigkeit in festgelegten Laufzeitintervallen solange fortgeführt, bis entweder das Schadenskriterium überschritten oder die Grenzlastspielzahl schadensfrei erreicht wurde.

Dabei stellte sich im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen heraus, dass es bei den Prüfvarianten mit einer Randzonen- bzw. Schleifbrandschädigung erst nach längeren Laufzeiten mit $N > 50 \cdot 10^6$ Lastspielen zur Bildung von schadensrelevanten Grübchen kommen kann. Um die Unterschiede der einzelnen Prüfvarianten hinsichtlich ihrer Grübchendauerfestigkeit bestimmen zu können, war es daher notwendig die Laufversuche im Übereinstimmung mit [48] und [107] bis zu einer Grenzlastspielzahl von $N_G = 100 \cdot 10^6$ Lastspielen am Prüfritzel durchzuführen.

Ein Prüfradpaar wurde dann als dauerhaft gewertet, wenn diese Grenzlastspielzahl ohne Überschreiten des Schadenskriteriums erreicht werden konnte und eine eventuelle Grübchenbildung dabei nicht progressiv war. Da bei einsatzgehärteten Zahnradern, auch bei einer vorliegenden Randzonenbeeinflussung durch Schleifen, Grübchenbildung oft nur an einem Zahn, bzw. wenigen Zähnen auftritt, galt eine Verzahnung in Anlehnung an [48] dann als ausgefallen, wenn die Grübchenfläche des am meisten geschädigten Zahnes größer als 4% der aktiven Flankenfläche des Einzelzahnes war.

Die Auswertung der Versuche im Zeitfestigkeitsgebiet erfolgte, sofern die entsprechenden Prüfvarianten in diesem Bereich mit Versuchspunkten belegt waren, nach dem in [48] beschriebenen Weibull-Verfahren.

Die Dauerfestigkeit aller Prüfvarianten wurde aufgrund der relativ geringen Anzahl an Versuchspunkten ($n < 10$) anhand des modifizierten Probitverfahrens nach [49] bestimmt. Wie in **Bild 73** dargestellt, wird bei diesem statistischen Auswerteverfahren die prozentuale Ausfallwahrscheinlichkeit P_a , welche sich für die verschiedenen Lasthorizonte im Dauerfestigkeitsbereich nach Gleichung (6) berechnet, in einem Gaußnetz über dem dazugehörigen Prüf-moment aufgetragen.

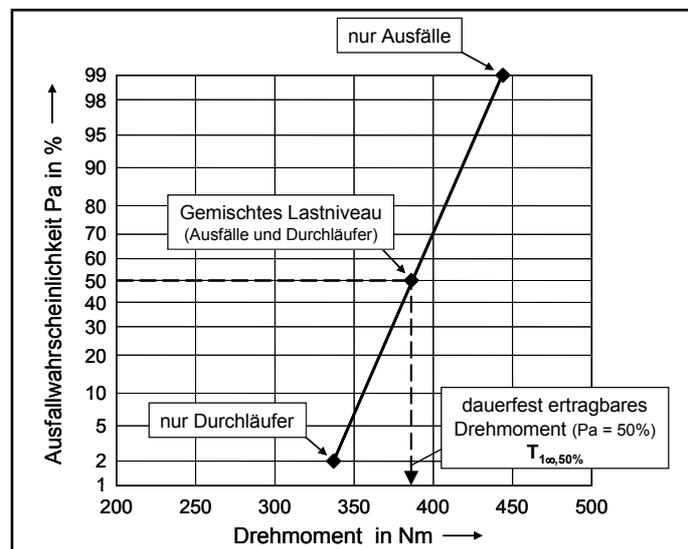


Bild 73 Ermittlung des dauerhaft ertragbaren Drehmomentes ($P_a = 50\%$) nach dem modifizierten Probitverfahren [49]

$$P_a(\%) = 100 \cdot \frac{\text{Anzahl der ausgefallenen Versuche}}{\text{Anzahl aller durchgeführten Versuche}} \quad (6)$$

Dabei wird dem obersten Lastniveau im Dauerfestigkeitsbereich, auf dem nur Durchläufer auftreten, eine Ausfallwahrscheinlichkeit von $P_a = 2\%$ zugeordnet. Dem untersten Lastniveau, auf dem ausschließlich Ausfälle durch Grübchenbildung vorliegen, wird hingegen eine Ausfallwahrscheinlichkeit von 99% zugewiesen.

Durch die Bestimmung der Ausgleichsgeraden im Wahrscheinlichkeitsnetz kann damit das dauerfest ertragbare Drehmoment für verschiedene Ausfallwahrscheinlichkeiten bestimmt werden, wobei jenes für 50% am besten abgesichert ist.

In den ergänzend durchgeführten Prüfläufen mit schleifbrandgeschädigten Prüfritzeln, die nach der Hartfeinbearbeitung als Reparaturmaßnahme zusätzlich kugelgestrahlt worden waren, kam es sowohl am Prüfritzel als auch am Prüfrad zu verschleißartigen Auskolkungen im Fußflankenbereich und damit zu einer signifikanten Veränderung der Evolvente (siehe **Abschnitt 7.2**). Aufgrund der verstärkten Auskolkung, die die Lebensdauer hinsichtlich Grübchenbildung maßgebend beeinflussen kann, wurden bei diesen Versuchen die Profilform- und Flankenlinienabweichungen der Zahnflanken zusätzlich nach definierten Laufzeitintervallen mit Hilfe der 3D-Koordinatenmessmaschine ermittelt. Dabei wurde der Prüflauf solange fortgeführt, bis ein mittlerer Flankenformfehler $f_{fm} = 30 \mu\text{m}$ vorlag und der Versuch aufgrund zu starker Auskolkung, nicht aber wegen Grübchenbildung, abgebrochen werden musste.

6.2.4 Schmierstoff und Schmierbedingungen

Zur Sicherstellung, dass bei den Untersuchungen zur Grübchentragfähigkeit keine anderen Flankenschäden wie Fressen oder Graufleckigkeit auftreten, wurde in den entsprechenden Prüfläufen das FVA-Referenzöl Nr. 3 additiviert mit 4% Anglamol 99 bei einer Öleinspritz- bzw. Ölsumpftemperatur von 60°C verwendet.

Dieser Schmierstoff weist im Graufleckentest C/16,6/60 nach [33] eine hohe Graufleckentragfähigkeit auf und hat sich bereits in früheren Arbeiten [25], [59], [107] für Laufversuche zur Bestimmung der Grübchentragfähigkeit als geeignet erwiesen.

In **Tabelle 12** sind die wichtigsten Kenngrößen des verwendeten Schmierstoffes zusammengefasst. Weitere Angaben zum FVA-Referenzöl Nr. 3, additiviert mit 4% Anglamol 99 können z. B. aus [90] entnommen werden.

Bezeichnung	Wert / Typ
kin. Viskosität bei 40°C	$92 \div 99 \text{ mm}^2/\text{s}$
kin. Viskosität bei 100°C	$10,4 \div 10,9 \text{ mm}^2/\text{s}$
Viskositätsindex VI	95
Dichte bei 15°C	$0,879 \div 0,886 \text{ kg}/\text{dm}^3$
Additiv	4% Anglamol 99

Tabelle 12 Kenndaten des Referenzöles FVA Nr. 3 [90]

6.3 Graufleckentragfähigkeit

6.3.1 Experimentelle Ermittlung der Graufleckentragfähigkeit

Die ergänzenden Untersuchungen zur Bestimmung des Einfluss der Randzonenausbildung auf die Graufleckentragfähigkeit wurden in Anlehnung an den in [33] und [93]

beschriebenen Stufentest durchgeführt. Die Untersuchungen erfolgten an Prüfrädern der Verzahnungsvariante II (FZG-17/18-Verzahnung), wobei die entsprechenden Zahnflanken ohne Kopfrücknahme ausgeführt waren.

Da die verwendete Verzahnungsgeometrie damit von der Standard-C-GF-Verzahnung für Graufleckentests abweicht, wurden die Drehmomente für die einzelnen Kraftstufen des Stufentests so gewählt, dass im Wälzpunkt C jeweils die gleichen Hertzchen Pressungen p_C vorlagen, wie sie im FVA-Informationsblatt Nr. 54/7 [33] für den Graufleckentest an der Standardverzahnung definiert sind.

Die Ritzeldrehmomente T_1 mit denen der Prüfstand bei den vorgegebenen Hertzchen Pressungen p_C im Wälzpunkt in den einzelnen Kraftstufen verspannt werden musste, errechnen sich dabei nach Gleichung (7).

$$T_1 = \left(\frac{p_C}{Z_H \cdot Z_E} \right)^2 \cdot \frac{u}{u+1} \cdot \frac{d_1^2 \cdot b}{2000} \quad (7)$$

In **Tabelle 13** sind die nach [33] vorgegebenen Hertzchen Pressungen im Wälzpunkt, die dazu für die hier geprüfte Verzahnung im Prüfstand aufzubringenden Drehmomente und die Laufzeiten der einzelnen Kraftstu-

Kraftstufe	Hertzche Pressung im Wälzpunkt p_C in N/mm ²	Drehmoment am Ritzel T_1 in Nm	Laufzeit in h
Einlauf	510,0	40,5	1
5	795,1	98,4	16
6	945,1	139,0	16
7	1093,9	186,2	16
8	1244,9	241,2	16
9	1395,4	303,0	16
10	1547,3	372,6	16

Tabelle 13 Kraftstufen im Graufleckentest nach [33]

fen zusammenfassend angeführt.

Zur Ermittlung der Graufleckentragfähigkeit erfolgten die Prüfläufe nach einem einstündigen Einlauf für jeweils 16 Stunden pro Kraftstufe bei einer Drehzahl von 1500 min^{-1} am getriebenen Prüfrad ($z = 18$).

Nach jedem Prüflauf in einer Kraftstufe wurden die Prüfritzel hinsichtlich der Profilformabweichungen ihrer Zahnflanken und der im Bereich der Fußflanke vorliegenden Graufleckenfläche vermessen.

Wie in [33] für den Grauflecken-Stufentest vorgesehen, wurde als Schadenskriterium die mittlere Profilformabweichung f_{fm} herangezogen. Überschreitet diese im Mittel den Wert von $7,5 \mu\text{m}$, so gilt die Kraftstufe in der dieser Grenzwert erreicht wurde als Schadenskraftstufe.

An den beiden im Versuchsprogramm vorgesehenen Prüfvarianten mit leichter Schleifbrandschädigung (FB3G-II) bzw. Neuhärtung (FE3G-II) wurden jeweils 3 Stufentests zur Ermittlung der entsprechenden Schadenskraftstufe und damit der Graufleckentragfähigkeit in Abhängigkeit des Randzonenzustandes durchgeführt.

6.4 Fehlerbetrachtung zu den durchgeführten Laufversuchen

Die Tragfähigkeitskennwerte hinsichtlich Grübchen- und Graufleckenbildung, die im Rahmen der vorliegenden Arbeit in Laufversuchen ermittelt wurden, sind mit Fehlern behaftet, die aus systematischen oder zufälligen Abweichungen bei der Versuchsdurchführung resultieren. Nach DIN 1319 [1] lässt sich der maximale Fehler Δy_{\max} einer Prüfgröße nach Gleichung (8) anhand der relativen Messfehler Δx_i der einzelnen Messgrößen x_i bestimmen.

$$\Delta y_{\max} = \sum_{i=1}^n \left(\frac{\delta y}{\delta x_i} \cdot \Delta x_i \right) \quad (8)$$

Bei mehreren Messgrößen ist das gleichzeitige Zusammentreffen der maximalen Einzelmessfehler jedoch unwahrscheinlich, sodass sich der wahrscheinliche Gesamtfehler $\overline{\Delta y}$ nach dem Prinzip der quadratischen Fehlerfortpflanzung ergibt und mit Hilfe der Gleichung (9) berechnet werden kann.

$$\overline{\Delta y} = \sqrt{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\delta y}{\delta x_i} \cdot \Delta x_i \right)^2} \quad (9)$$

Bei der Bestimmung der Pressungen, die in den hier durchgeführten Laufversuchen zur Grübchen- bzw. Graufleckentragfähigkeit an den Prüfradflanken vorlagen, ergeben sich die wesentlichen Einflussgrößen auf die Fehlergrenzen aus der Wiederholgenauigkeit der verwendeten Prüfstände, der Kalibrierengenauigkeit der Prüfstandsmesswellen, der Ablesegenauigkeit für das eingestellte Drehmoment sowie den Abweichungen des Dynamik- und Breitenfaktors aufgrund geometrischer Abweichungen und Streuungen der Prüfverzahnungen.

Die Laufversuche an der Hauptverzahnungsvariante mit Achsabstand 91,5 mm wurden auf baugleichen Prüfständen und unter weitestgehend identischen Prüfbedingungen wie die Untersuchungen in [55], [59] und [107] durchgeführt. Die in diesen Arbeiten ausführlich beschriebene Fehleranalyse kann damit auch auf die vorliegenden Prüfläufe übertragen werden.

Nach [55] ergibt sich bei der Kalibrierung der Drehmomentmesswelle (Torsionswelle) ein relativer Fehler von etwa $\pm 5\%$. Das Verspannen des Prüfstandes erfolgt mit einer mittleren Abweichung des jeweiligen Drehmomentes von $\pm 2\%$. Damit beträgt der wahrscheinliche, mittlere Fehler für das im Prüflauf eingestellte Drehmoment am Ritzel $\Delta T_1/T_1 = 5,3\%$.

Außerdem ist nach [55] die Ermittlung des Dynamikfaktors aufgrund von Streuungen und zugehörigen Messfehlern mit einer relativen Abweichung $\Delta K_v/K_v = \pm 5\%$ behaftet. Der Streubereich des Breitenfaktors, der anhand von Russtragbildern ermittelt werden kann, liegt nach [86] mit $\Delta K_{H\beta}/K_{H\beta} = \pm 5\%$ in derselben Größenordnung.

Unter Verwendung der angegebenen Gleichungen (8) und (9) ergibt sich daraus nach [55] für die wirksame Zahnnormalkraft, auf deren Basis die Flankenpressung berechnet wird, ein maximaler Fehler von $\pm 17\%$ und ein wahrscheinlicher Fehler von

etwa $\pm 9\%$. Bezogen auf die Flankenpressung und somit auch auf die experimentell ermittelte Grübchendauerfestigkeit σ_{Hlim} ist damit für die vorliegenden Versuche mit Achsabstand 91,5 mm ein Streubereich von $\pm 5\%$ anzunehmen.

Beim FZG-Kfz-Prüfstand mit Achsabstand 75,6 mm erfolgte die Kalibrierung der Torsionswelle und das Ablesen des eingestellten Drehmomentes mit den gleichen Geräten und nach demselben Messprinzip. Da bei diesem Prüfstand ebenfalls mit denselben in [55] angegebenen Abweichungen des Dynamik- und Breitenfaktors zu rechnen ist, sind die oben angeführten Fehler der Zahnnormalkraft und der Flankenpressung auch für die an der Verzahnung I ($m_n = 3$ mm) durchgeführten Versuche anzusetzen.

7 Versuchsergebnisse

7.1 Ergebnisse der Untersuchungen zur Grübchentragfähigkeit

Die Untersuchungsergebnisse zur Grübchentragfähigkeit der Prüfvarianten mit unterschiedlicher Randzonenausbildung sind im Folgenden dokumentiert. Die Versuchsdurchführung und Auswertung der Ergebnisse entspricht dabei den in **Abschnitt 6** beschriebenen Prüfbedingungen und Auswertemethoden.

Von den teilwälzgeschiffenen Prüfvarianten der Hauptverzahnung II ($m_n = 5$ mm) wurden Wöhlerlinien mit Standardbelegung ermittelt. Die profilformgeschliffenen Prüfvarianten und die teilwälzgeschliffenen Varianten der Verzahnung I ($m_n = 3$ mm) wurden in Stichversuchen im Bereich ihrer Dauerfestigkeit untersucht und daraus Teilwöhlerlinien abgeleitet.

In den im Folgenden dargestellten Wöhlerdiagrammen wird die im Laufversuch auftretende, nominelle Flankenpressung σ_{H0} bzw. das eingestellte Ritzeldrehmoment T_1 über der Lastspielzahl am Prüfritzel aufgetragen. Die dargestellten Festigkeitskennfunktionen d.h. Wöhlerlinien hinsichtlich Grübchenbildung der einzelnen Prüfvarianten gelten dabei für 50% Ausfallwahrscheinlichkeit.

Bei der Berechnung der nominellen Flankenpressung aus dem im Prüfstand eingestellten Drehmoment werden Einflüsse aus Dynamik, Kraftverteilung, Schmierstoff, Werkstoffpaarung und Baugröße nicht berücksichtigt. Da sich diese Einflussgrößen auf die Grübchentragfähigkeit innerhalb der untersuchten Verzahnungsvarianten jedoch nicht ändern, können die anhand der ermittelten Wöhlerlinien festgestellten Unterschiede in der Zahnflankentragfähigkeit auf die unterschiedlichen Randzonenzustände der Prüfvarianten zurückgeführt werden.

Die experimentell ermittelten dauerhaft ertragbaren Flankenpressungen $\sigma_{H0\infty,50\%}$ sowie die daraus abgeleiteten Grübchendauerfestigkeitswerte σ_{Hlim} sind in **Abschnitt 7.1.3** tabellarisch zusammengefasst. Im **Anhang** sind die genauen Angaben zu den Verzahnungsgeometrien (**Tabelle A1**), den Faktoren zur Berechnung der auftretenden Flankenpressung (**Tabelle A4**) sowie die Randzonenkennwerte und -eigenschaften der unterschiedlichen Prüfvarianten zusammen mit den einzelnen Versuchsergebnissen (**Seite A6 ff**) dokumentiert.

7.1.1 Ermittelte Wöhlerlinien und Stichversuche (Teilwöhlerlinien)

7.1.1.1 Teilwälzgeschliffene Prüfvarianten, Verzahnung II ($m_n = 5 \text{ mm}$, 18CrNiMo7-6)

Bild 74 zeigt zusammenfassend die in den Laufversuchen ermittelten Wöhlerlinien zur Grübchentragfähigkeit für 50% Ausfallwahrscheinlichkeit der teilwälzgeschliffenen Prüfvarianten der Verzahnungsgeometrie II.

Die Prüfvariante FB1-II konnte aufgrund der begrenzten Anzahl von Prüfritzeln mit entsprechendem Randzonenzustand nur im Bereich ihrer Dauerfestigkeit mit Versuchspunkten belegt werden.

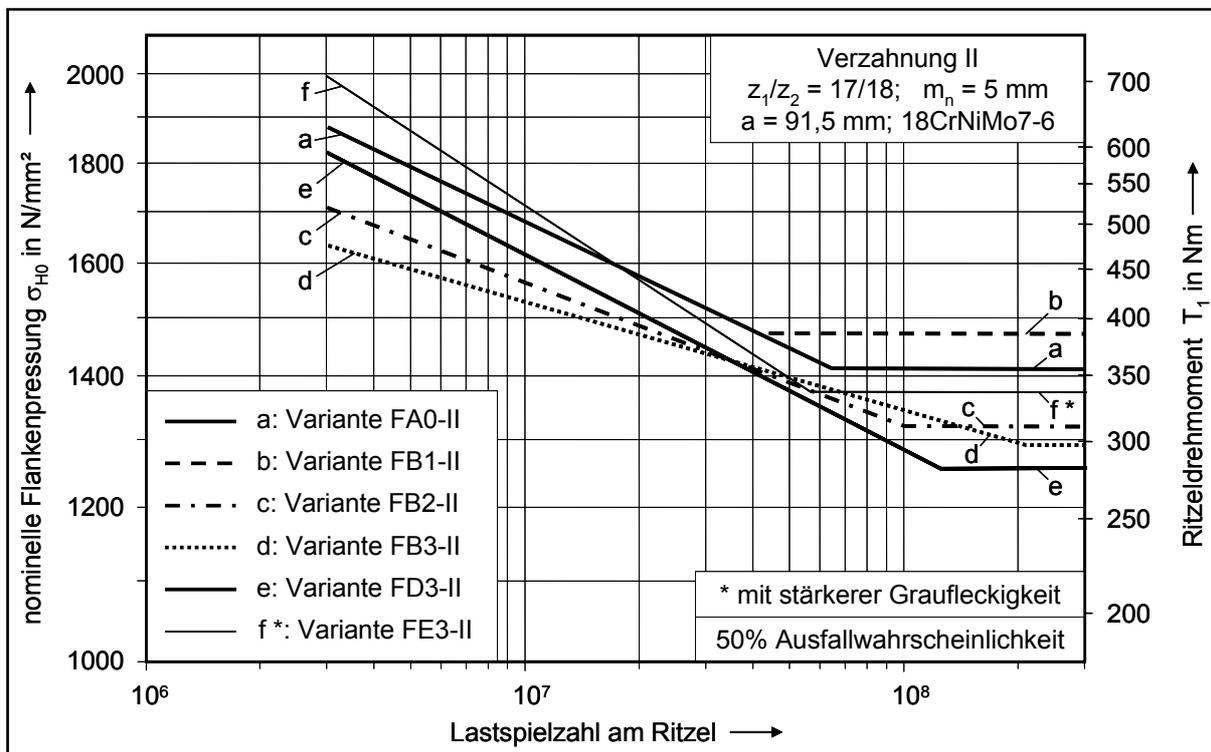


Bild 74 Wöhlerlinien zur Grübchentragfähigkeit für 50% Ausfallwahrscheinlichkeit, teilwälzgeschliffene Prüfvarianten der Verzahnungsgeometrie II

Die Versuchsergebnisse belegen, dass bei den untersuchten Prüfvarianten in Abhängigkeit der Randzonenbeeinflussung durch Schleifbrand eine unterschiedlich starke Minderung der Dauerfestigkeit gegenüber der Referenzvariante FA0-II ohne Schleifbrand vorliegt. Die mit 50% Ausfallwahrscheinlichkeit dauerhaft ertragbare nominelle Flankenpressung der schleifbrandfreien Variante beträgt dabei $\sigma_{H0\infty,50\%} = 1418 \text{ N/mm}^2$.

Lediglich bei der Prüfvariante FB1-II mit leichtem Schleifbrand auf rund 10% der aktiven Flanke wurde keine Minderung der Grübchendauerfestigkeit gegenüber der Referenzvariante FA0-II festgestellt. Wie die in **Abschnitt 5** dokumentierten Untersuchungen zum Randzonenzustand nach der Hartfeinbearbeitung belegen, wurde bei den Prüfritzeln der Variante FB1-II zwar eine leichte Minderung der Oberflächenhär-

te, jedoch keine Zugeigenspannungen im geschädigten d.h. angelassenen Flankenbereich festgestellt.

Im Gegensatz zu dieser Variante liegen die Dauerfestigkeitsgrenzen der Prüfvarianten FB2-II und FB3-II, d.h. der Varianten mit leichtem Schleifbrand auf 10÷25% bzw. 100% der aktiven Flanke deutlich unterhalb der Referenzvariante. Die Minderung der dauerhaft ertragbaren Flankenpressung gegenüber dem schleifbrandfreien Randzonenzustand beträgt rund 7% bzw. 9%.

Der Vergleich zwischen den Versuchsergebnissen der Prüfvarianten, die der Schleifbrandklasse B zuzuordnen sind, zeigt damit, dass die Ausdehnung der Schleifbrand-schädigung im kritischen Fußflankenbereich (Bereich negativen Gleitens) ausreichend groß sein muss, um die Stützwirkung benachbarter, ungeschädigter Randzonenbereiche ausschließen zu können. Dies korreliert auch mit der Tatsache, dass bei der Prüfvariante FB1-II keine Zugeigenspannungen im schleifbrandgeschädigten Flankenbereich gemessen wurden.

Eine noch größere Dauerfestigkeitsminderung wurde bei der teilwälzgeschliffenen Prüfvariante FD3-II mit starkem Schleifbrand auf 100% der aktiven Flanke ermittelt. Mit $\sigma_{H0\infty,50\%} = 1266 \text{ N/mm}^2$ liegt die dauerhaft ertragbare Flankenpressung dieser Variante rund 11% unterhalb des Referenzwertes. Damit scheint die Stärke der Randzonen-schädigung durch Schleifbrand, d.h. die Zuordnung zu den Klassen B oder D, einen maßgebenden Einfluss auf die Minderung der Grübchentrugfähigkeit zu haben.

Bei der teilwälzgeschliffenen Prüfvariante FE3-II mit Neuhärtung wurde die geringste Dauerfestigkeitsminderung gegenüber der Referenzvariante ohne Schleifbrand festgestellt. Die Begutachtung der Schadensbilder nach den Laufversuchen (siehe **Abschnitt 7.1.2**) zeigt allerdings, dass sich die Ermüdungsschäden an den Zahnflanken dieser Prüfvariante von den Grübchen bzw. Abplatzern, die an den übrigen Varianten zum Ausfall führten, unterscheiden. So wurde bei der Variante FE3-II mit Neuhärtung über der gesamten Zahnflanke vermehrt Graufleckenbildung an einzelnen Zähnen im Bereich der Fußflanke der Prüfritzel beobachtet. Die Graufleckenbildung und die damit verbundene Auskolkung der Fußflanke wurde dabei allerdings erst bei relativ hohen Lastspielzahlen festgestellt, was der gängigen Versuchserfahrung zur Graufleckenbildung widerspricht.

Trotz der Graufleckenbildung, die aufgrund der Auskolkungen im Fußflankenbereich zu mittleren Profilformabweichungen $f_{fm} > 20 \mu\text{m}$ führte, wurden die Laufversuche bis zum Ausfall durch Grübchen bzw. bis zur Grenzlastspielzahl fortgeführt. Die entsprechenden Versuchspunkte sind im **Anhang** besonders gekennzeichnet.

Auch bezüglich der Zeitfestigkeit lässt sich bei den Prüfvarianten mit einer Randzonenbeeinflussung durch das Schleifen eine Minderung der Flankentragfähigkeit bzw. eine Verringerung der Lebensdauer im Vergleich zur Referenzvariante feststellen. Wie aus **Bild 74** ersichtlich, wurde insbesondere bei den Prüfvarianten FB2-II und FB3-II mit leichtem Schleifbrand eine deutlich geringere Lebensdauer im Zeitfestigkeitsbereich gegenüber dem Referenzzustand ermittelt. Auch bei Variante FD3-II mit

starker Randzonenschädigung ist aufgrund der in den Versuchen beobachteten größeren Streuungen (siehe **Anhang**) mit einer deutlichen Reduzierung der Lebensdauer im Zeitfestigkeitsgebiet zu rechnen.

7.1.1.2 Profilformgeschliffene Prüfvarianten, Verzahnung II ($m_n = 5 \text{ mm}$, 18CrNiMo7-6)

In **Bild 75** sind die in Stichversuchen ermittelten Teilwöhlerlinien zur Grübchentragfähigkeit für 50% Ausfallwahrscheinlichkeit der profilformgeschliffenen Prüfvarianten der Verzahnungsgeometrie II zusammenfassend dargestellt. Die Versuchsbelegung erfolgte bei diesen Varianten im Bereich der jeweiligen Dauerfestigkeit. Die dargestellten Untersuchungsergebnisse lassen damit eine vergleichende Aussage zur Grübchendauerfestigkeit der unterschiedlichen Prüfvarianten zu.

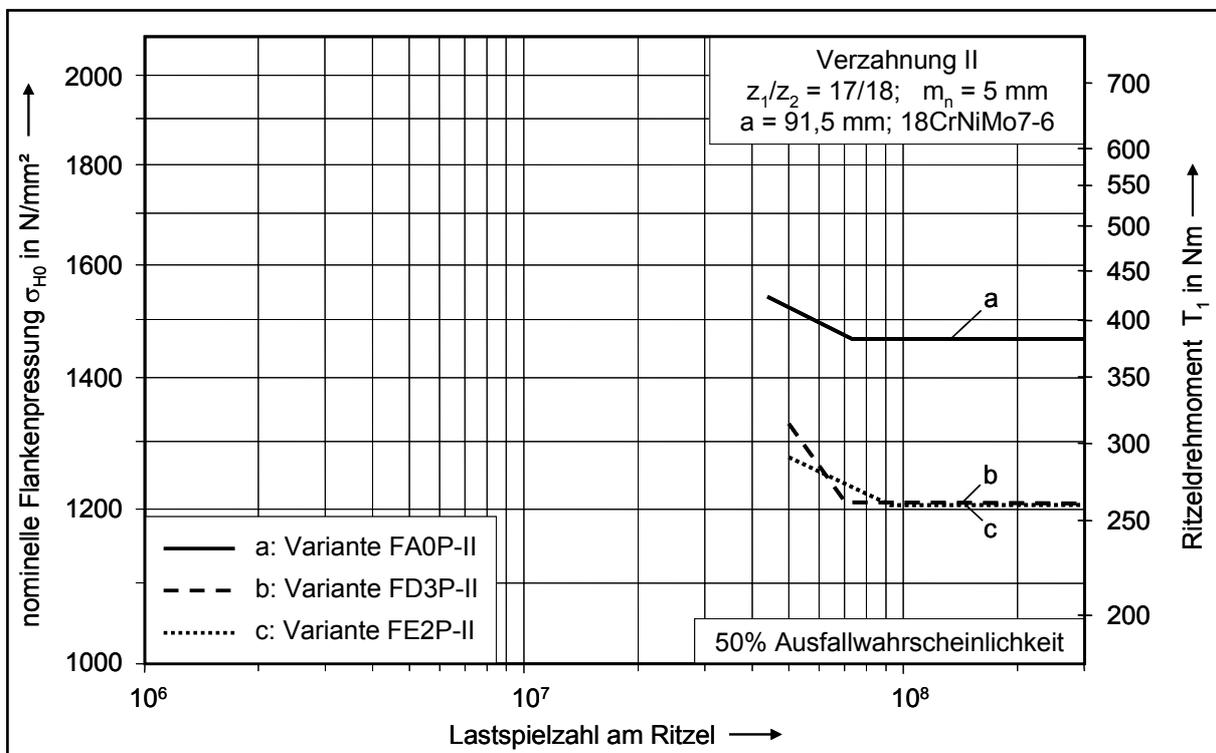


Bild 75 Ergebnisse der Stichversuche zur Ermittlung der Grübchentragfähigkeit an den profilformgeschliffenen Prüfvarianten der Verzahnungsgeometrie II

Die für 50% Ausfallwahrscheinlichkeit ermittelte dauerfest ertragbare nominelle Flankenpressung der schleifbrandfreien, profilformgeschliffenen Prüfvariante FA0P-II ist mit jener der teilwälzgeschliffenen Referenzvariante (siehe **Bild 74**) vergleichbar und beträgt $\sigma_{H0\infty,50\%} = 1473 \text{ N/mm}^2$.

Im Vergleich zu dieser Referenzvariante ohne Randzonenbeeinflussung weisen die profilformgeschliffenen Prüfvarianten mit starkem Schleifbrand (FD3P-II) bzw. lokaler Neuhärtung im Fußflankenbereich (FE2P-II) eine deutliche Dauerfestigkeitsminderung von rund 17,8% auf. Dabei ergibt sich anhand der Stichversuche für beide Prüf-

varianten dieselbe niedrige dauerfest ertragbare Flankenpressung von $\sigma_{H0\infty,50\%} = 1211 \text{ N/mm}^2$.

Die Minderung der Grübchentragfähigkeit aufgrund einer Randzonenbeeinflussung fällt damit bei den profilformgeschliffenen Varianten der Verzahnungsgeometrie II deutlich stärker aus, als bei den teilwälzgeschliffenen Prüfvarianten mit ähnlicher Schleifbrandschädigung (FD3-II und FE3-II).

Eine mögliche Erklärung für die starke Flankentragfähigkeitsminderung der profilformgeschliffenen Prüfvarianten FD3P-II und FE2P-II ist in **Bild 76** dargestellt. Darin werden beispielhaft die in den beeinflussten Randzonen röntgenographisch ermittelten Eigenspannungsverläufe der Variante FD3-II (Teilwälzschleifen) sowie der Varianten FD3P-II und FE2P-II (Profilformschleifen) dem Beanspruchungszustand der Zahnflanke im inneren Einzeleingriffspunkt B gegenübergestellt. Die Beanspruchung der Zahnflanke über der Werkstofftiefe wurde als ef-

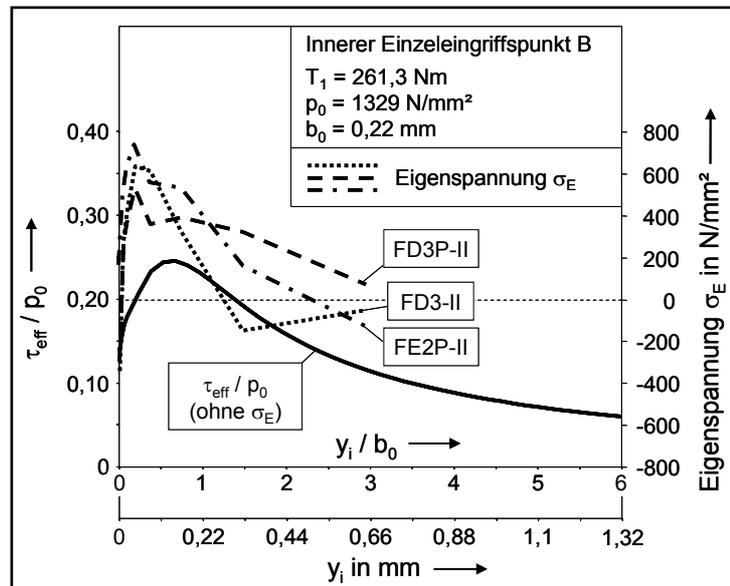


Bild 76 Vergleich der röntgenographisch ermittelten Eigenspannungsverläufe mit dem Beanspruchungszustand der Zahnflanke, Varianten FD3-II (Teilwälzschleifen), FD3P-II und FE2P-II (Profilformschleifen)

fektive Schubspannung τ_{eff} bezogen auf die Hertzsche Pressung p_0 nach der Schubspannungsintensitätshypothese [82] (siehe auch **Abschnitt 10.2.1**) berechnet, wobei die jeweiligen Eigenspannungsverläufe unberücksichtigt blieben.

Wie in **Bild 76** zu erkennen, ergibt sich bei den profilformgeschliffenen Varianten aufgrund der vorliegenden Zugeigenspannungen eine deutlich größere Tiefenwirkungen der vorliegenden Randzonenschädigung als bei der teilwälzgeschliffenen Prüfvariante FD3-II. Während bei dieser Variante die Zugeigenspannungen vergleichsweise oberflächennah vorliegen und bereits in rund 0,3 mm Tiefe wieder in Druckeigenspannungen übergehen, die eine bestimmte Stützwirkung auf die geschädigte Randzone haben können, erstrecken sich bei den profilformgeschliffenen Prüfvarianten die festigkeitsmindernden Zugeigenspannungen bis in größere Tiefen und damit über den gesamten hochbeanspruchten Werkstoffbereich des Schubspannungsmaximums.

Dabei ist zu beachten, dass sowohl die Ätzbefunde der Nitalätzung, als auch die angefertigten metallographischen Schlitze bei der teilwälzgeschliffene Prüfvariante FD3-II auf eine ähnliche Randzonenschädigung wie bei der profilformgeschliffenen Variante FD3P-II hindeuten.

7.1.1.3 Teilwälz- und profilformgeschliffene Prüfvarianten, Verzahnung I ($m_n = 3 \text{ mm}$, 16MnCr5)

Die Teilwöhlerlinien im Dauerfestigkeitsbereich, die anhand von Stichversuchen an den Prüfvarianten der Verzahnung I ($m_n = 3 \text{ mm}$, 16MnCr5) ermittelt wurden, sind in **Bild 77** dargestellt.

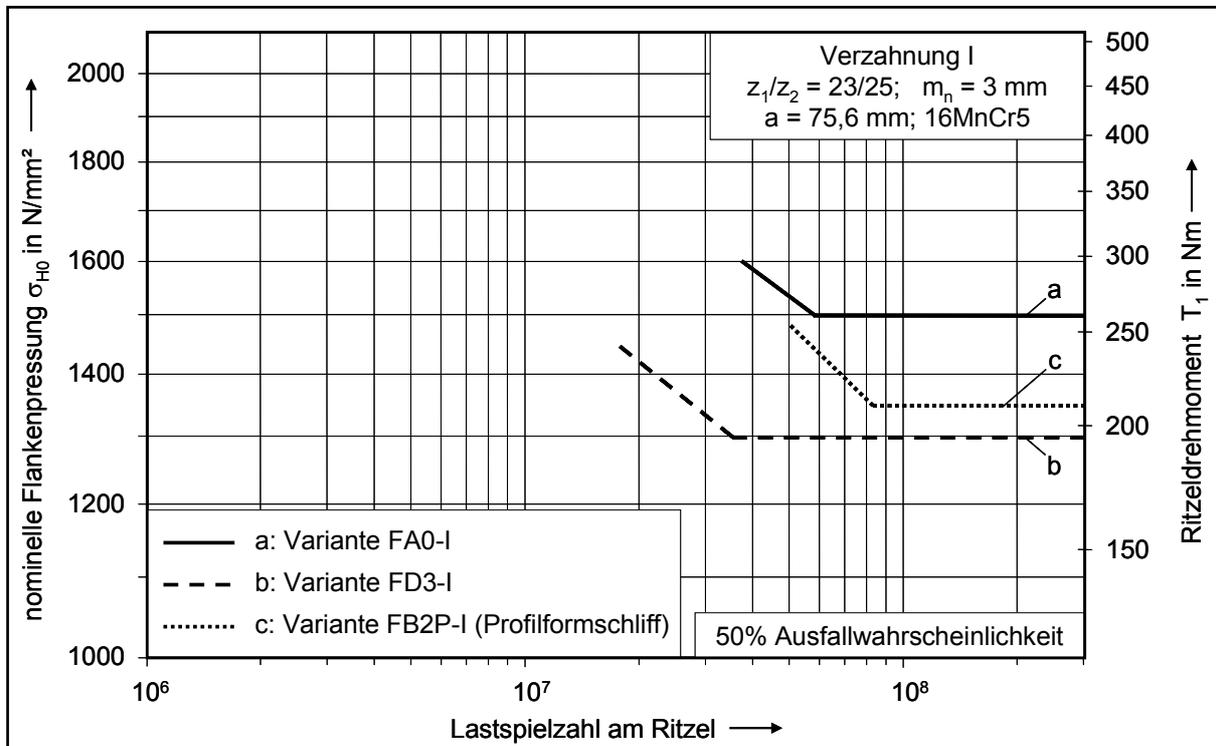


Bild 77 Ergebnisse der Stichversuche zur Ermittlung der Grübchentragfähigkeit an den teilwälz- und profilformgeschliffenen Prüfvarianten der Verzahnungsgeometrie I

Für die teilwälzgeschliffene Referenzvariante FA0-I ohne Schleifbrand ergibt sich eine mit 50% Ausfallwahrscheinlichkeit dauerfest ertragbare Flankenpressung $\sigma_{H0\infty,50\%} = 1508 \text{ N/mm}^2$. Im Vergleich dazu beträgt der entsprechende Dauerfestigkeitswert der teilwälzgeschliffenen Prüfvariante FD3-I mit starker Randzonenbeeinflussung durch Schleifen $\sigma_{H0\infty,50\%} = 1298 \text{ N/mm}^2$ und ist damit um etwa 14% niedriger.

Mit einer dauerfest ertragbaren Flankenpressung $\sigma_{H0\infty,50\%} = 1348 \text{ N/mm}^2$, d.h. einer Dauerfestigkeitsminderung von rund 10% gegenüber dem schleifbrandfreien Referenzzustand (Teilwälzschleifen) ordnet sich die profilformgeschliffene Variante FB2P-I mit leichter Randzonenschädigung gut in die ermittelten Versuchsergebnisse ein. Insgesamt geht aus den Stichversuchen an den Prüfvarianten der Verzahnungsgeometrie I hervor, dass die relative Minderung der Grübchentragfähigkeit durch eine Randzonenbeeinflussung beim Schleifen bei den hier vorliegenden Prüfritzeln kleinerer Baugröße und aus einem anderen Werkstoff (16MnCr5) ähnlich hoch ausfällt, wie bei den Prüfritzeln der Verzahnungsgeometrie II ($m_n = 5 \text{ mm}$, 18CrNi-Mo7-6).

7.1.2 Schadensbilder

Die im Folgenden dargestellten Schadensbilder stehen repräsentativ für die in den Laufversuchen an den unterschiedlichen Prüfvarianten beobachteten Flankenschäden.

Bild 78 zeigt ausgefallene Ritzelflanken der teilwälzgeschliffenen Prüfvarianten FA0-II (kein Schleifbrand), FB1-II, FB2-II und FB3-II (leichter Schleifbrand mit unterschiedlicher Flächenausdehnung) der Verzahnungsgeometrie II. Bei den Flankenschäden handelt es sich um typische Grübchen mit der bekannten muschelförmigen Ausbildung.

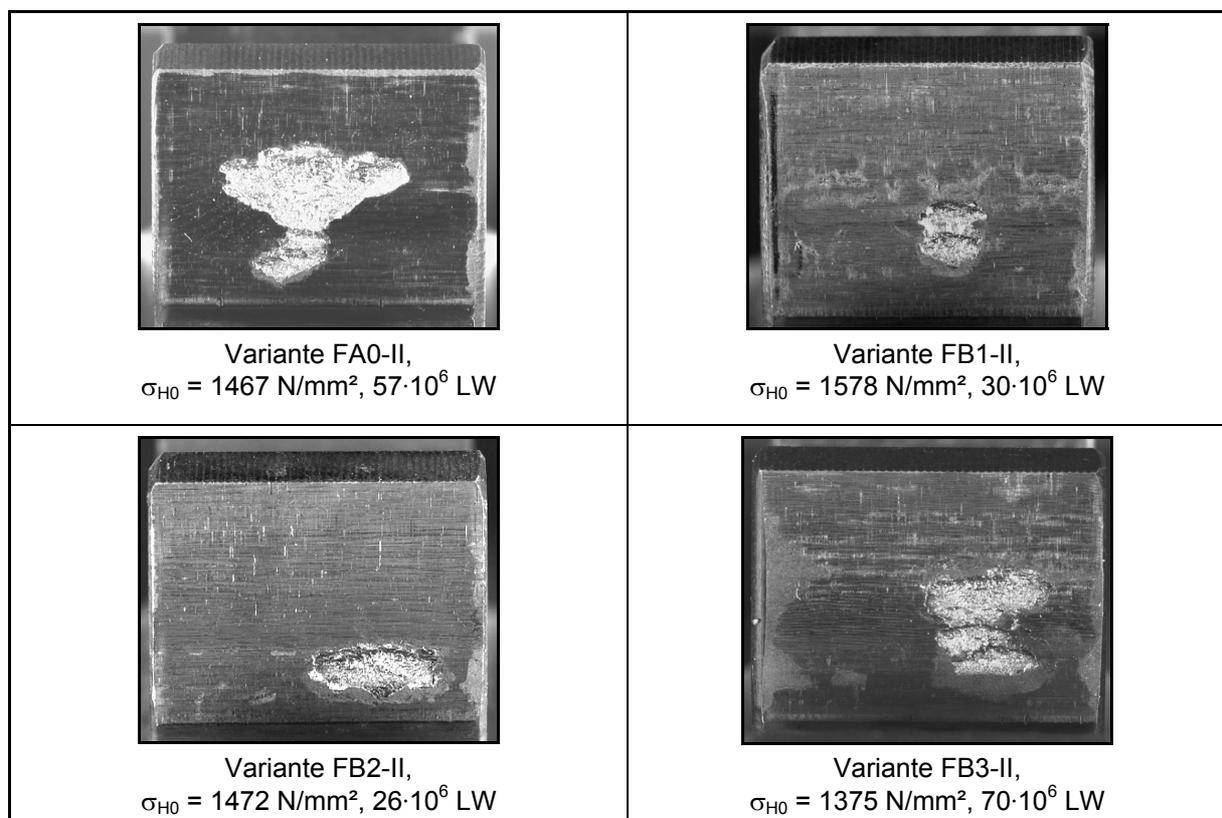


Bild 78 Typische Schadensbilder der Prüfvarianten FA0-II, FB1-II, FB2-II und FB3-II, Verzahnungsgeometrie II

Bei der Prüfvariante FA0-II ohne Randzonenbeeinflussung traten die Grübchen vorwiegend im Fußflankenbereich des treibenden Ritzels auf. In einzelnen Prüfläufen dieser Variante kam es jedoch auch an der Fußflanke des getriebenen Rades zu Grübchenbildung.

Bei den Prüfvarianten mit leichter Randzonenbeeinflussung (Schleifbrandklasse B) wurden die Grübchenschäden erwartungsgemäß ausschließlich an den schleifbrandgeschädigten Prüfritzeln im Bereich der Fußflanke beobachtet.

Trotz der relativ gleichmäßigen Randzonenzustände, die durch die Hartfeinbearbeitung über den Umfang der einzelnen Prüfritzel eingestellt wurden, kam es bei allen im **Bild 78** dargestellten Prüfvarianten meist nur an einem bzw. wenigen Zähnen

zum Grübchenschaden, wobei das Wachstum der Flankenausbrüche relativ langsam erfolgte.

Bei einer Steigerung der Flankenbeanspruchung kam es bei der schleifbrandfreien Referenzvariante FA0-II, wie beispielhaft in **Bild 79** dargestellt, zu einer nahezu vollständigen Zerrüttung der Zahnflanken im Bereich der Fußflanke. Innerhalb kurzer Zeit, zwischen einer Inspektion und der nächsten, entstanden hier zeitgleich an mehreren Flanken viele kleine Grübchen, die durch ihr Zusammenwachsen zu einer vollständigen Zerstörung der Zahnflanken über der gesamten Zahnbreite führten.

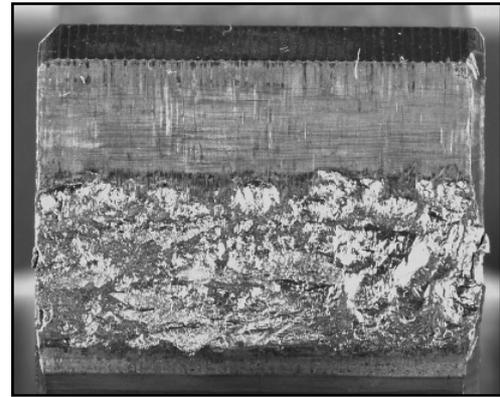


Bild 79 Schadensbild Variante FA0-II,
 $\sigma_{H0} = 1741 \text{ N/mm}^2, 11 \cdot 10^6 \text{ LW}$

Bei den Prüfvarianten mit leichter Randzonenschädigung (Klasse B) konnte dieses Schadensbild bei einer Steigerung der Flankenpressung nicht beobachtet werden. Wie **Bild 80** beispielhaft an einer ausgefallenen Zahnflanke der Variante FB3-II zeigt, kam es hier bei höherer Beanspruchung zu einer sehr schnellen lokalen Grübchenbildung an einzelnen Ritzelflanken, wobei auch jeweils eine leichte Graufleckigkeit im Bereich der Fußflanke beobachtet wurde. Verzahnungsmessungen an der 3D-Koordinatenmessmaschine nach dem Prüflauf belegen

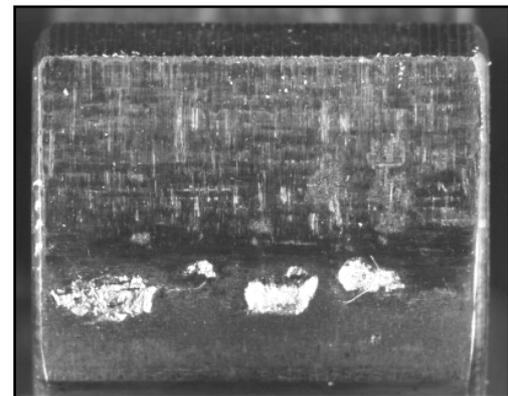


Bild 80 Schadensbild Variante FB3-II,
 $\sigma_{H0} = 1731 \text{ N/mm}^2, 2 \cdot 10^6 \text{ LW}$

allerdings, dass die Profilformabweichungen aufgrund der Graufleckenbildung deutlich weniger als $20 \mu\text{m}$ betragen. Hierzu ist außerdem zu bemerken, dass die Flankenrauheiten dieser Prüfvarianten nach der Hartfeinbearbeitung mit denen der Referenzvariante vergleichbar waren und der Mittenrauwert R_a , wie in **Abschnitt 4.4** dokumentiert, zwischen $0,3$ und $0,5 \mu\text{m}$ variierte.

In **Bild 81** sind Flankenschäden der teilwälzgeschliffenen Prüfvarianten FD3-II mit starker Randzonenschädigung dokumentiert.

Bei dieser Variante wurden bei relativ niedriger Beanspruchung und langen Laufzeiten entweder Ausbrüche im Fußflankenbereich oder eine starke Zerrüttung der gesamten Zahnflanke festgestellt.

Dabei unterscheiden sich die beobachteten, lokalen Ausbrüche von typischen Grübchen und müssen aufgrund ihrer Ausbildung eher als Abplatzer betrachtet werden.

Anders als bei der Grübchenbildung, bei der ein Riss ausgehend von der Oberfläche unter einem relativ flachen Winkel in die Werkstofftiefe wächst und zu muschelförmigen Ausbrüchen führt, verlaufen die Ausbrüche an der Prüfvariante FD3-II in Zahn-

breitenrichtung weitgehend geradlinig über die Flanke und unter einem relativ steilen Winkel in die Werkstofftiefe.

Dabei ist nicht eindeutig festzustellen, ob der zu Ausbruch führende Hauptriss von der Oberfläche ausgeht oder unterhalb der schleifbrandgeschädigten Randschicht, d.h. in einer Werkstofftiefe $\geq 0,3$ mm startet und zur Oberfläche hin wächst.

In [79] wird darauf hingewiesen, dass es aufgrund von Zugeigenspannungen, die sich infolge zu starker Wärmeentwicklung beim Verzahnungsschleifen ausbilden können, zu Abplatzern (spalling) kommt.

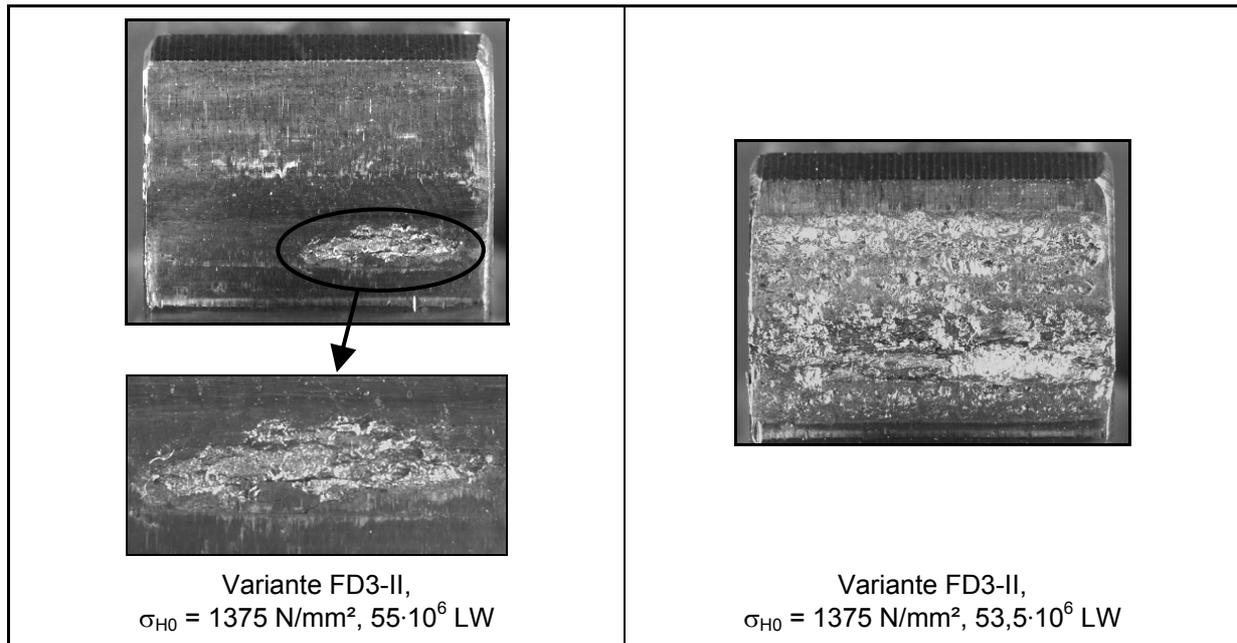


Bild 81 Schadensbilder Variante FD3-II: Abplatzer (links) oder Zerrüttung der Zahnflanke (rechts) bei relativ geringer Beanspruchung

Bild 82 zeigt Ritzelflanken der teilwälzgeschliffenen Prüfvariante FE3-II mit Neuhärtung nach dem Prüflauf. Wie bereits in **Abschnitt 7.1.1.1** erwähnt, kam es bei dieser Variante während der Prüfläufe im Dauerfestigkeitsgebiet vermehrt zu Graufleckenbildung im Fußflankenbereich einzelner Zähne mit einer mittleren Profliformabweichung $f_{fm} > 20 \mu\text{m}$. Da auch die Prüfritzel der Variante FE3-II nach dem Schleifen keine höhere Flankenrauheit als die Referenzvariante aufwiesen, kann die Graufleckenbildung als Folge der ausgeprägten Randzonenschädigung (Neuhärtungszonen mit hoher Oberflächenhärte) angesehen werden.

Trotz Graufleckigkeit wurden die Laufversuche bis zum Eintreten von Grübchenschäden durchgeführt. Wie in **Bild 82 unten** dargestellt, orientierten sich die Flankenausbrüche dabei nur bedingt an der im Fußflankenbereich vorliegenden Graufleckenzone. Die

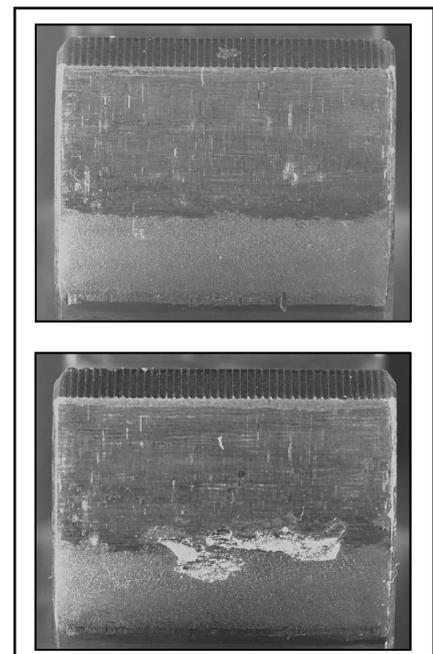


Bild 82 Schadensbilder Variante FE3-II, $\sigma_{H0} = 1472 \text{ N/mm}^2, 30 \cdot 10^6 \text{ LW}$

hier an der Prüfvariante FE3-II beobachteten Flankenschäden, die erst nach langen Laufzeiten, dann aber schlagartig auftraten, widersprechen damit der gängigen Versuchserfahrung zur Grauflecken- und Grübchenbildung und müssen in Zusammenhang mit den modifizierten Randzoneneigenschaften gesehen werden.

Typische Schadensbilder der profilformgeschliffenen Prüfvarianten der Verzahnungsgeometrie II sind in **Bild 83** dargestellt.

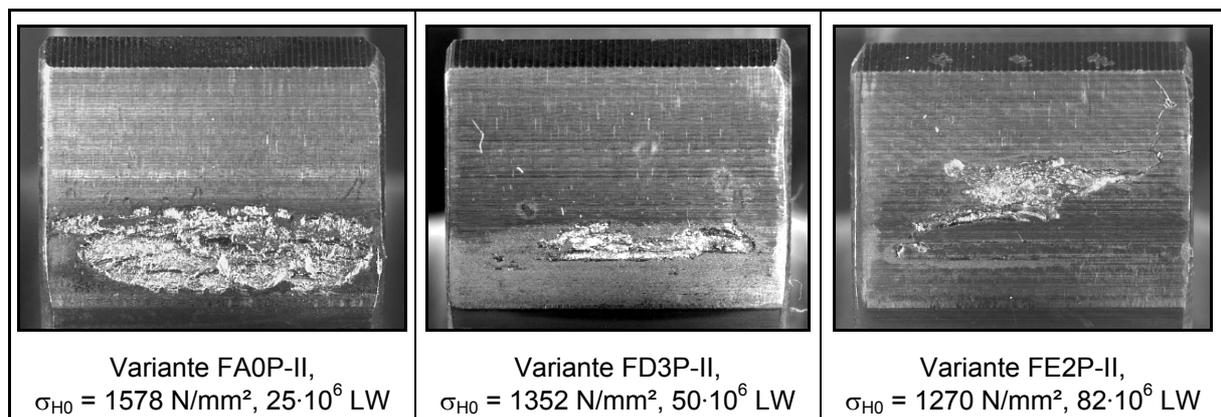


Bild 83 Typische Schadensbilder der profilformgeschliffenen Prüfvarianten FA0P-II, FD3P-II, FE2P-II, Verzahnungsgeometrie II

Während bei der Referenzvariante FA0P-II typische Grübchen im Fußflankenbereich beobachtet wurden, kam es bei den Varianten FD3P-II und FE2P-II mit starken Randzonenschädigungen, wie bei der teilwälgeschliffenen Variante FD3-II (siehe **Bild 81**) zu abplatzerähnlichen Ausbrüchen. Teilweise wurde auch eine leichte Graufleckigkeit im Fußflankenbereich festgestellt.

Bei der Prüfvariante FE2P-II fällt auf, dass die Flankenschäden nicht im Bereich der Fußflanke auftraten, in der nach dem Ätzbefund die Neuhärtungszonen vorlagen. Die Abplatzer waren vielmehr zum Wälzkreis hin verschoben, wo ein Randzonenzustand mit starker Schleifbrandschädigung (Klasse D) vorlag. Dieses Ergebnis zeigt, dass die niedrige Grübchendauerfestigkeit, die an der Prüfvariante FE2P-II ermittelt wurde, eher der Schleifbrandklasse D, als der Schädigungsstufe E zuzuordnen ist. Außerdem kann daraus geschlossen werden, dass bei einer Randzonenschädigung mit lokalen Neuhärtungszonen, weniger diese selbst, als vielmehr die benachbarten Flankenbereiche, die meist durch einen starken Anlasseffekt geschädigt sind, zu einer deutlichen Minderung der Grübchentragfähigkeit führen. Dies erklärt auch den Unterschied zwischen den Prüfvarianten FE3-II und FE2P-II hinsichtlich der jeweiligen experimentell ermittelten Grübchentragfähigkeit.

Bild 84 zeigt abschließend typische Schadensbilder, die an den Prüfvarianten der Verzahnungsgeometrie I beobachtet wurden.

Bei der Referenzvariante FA0-I und der profilformgeschliffenen Variante FB2P-I mit leichtem Schleifbrand kam es während der Laufversuche zur Bildung typischer Grübchen. Im Gegensatz dazu wurden bei der teilwälgeschliffenen Variante FD3-I mit

starker Randzonenschädigung bereits bei relativ geringer Beanspruchung eine Zerstörung der gesamten Zahnflanke festgestellt, die teilweise sogar zu Zahnbrüchen im Kopfbereich führten. Die starken Zerrüttungen an den Zahnflanken traten dabei plötzlich und an mehreren Zähnen gleichzeitig auf.

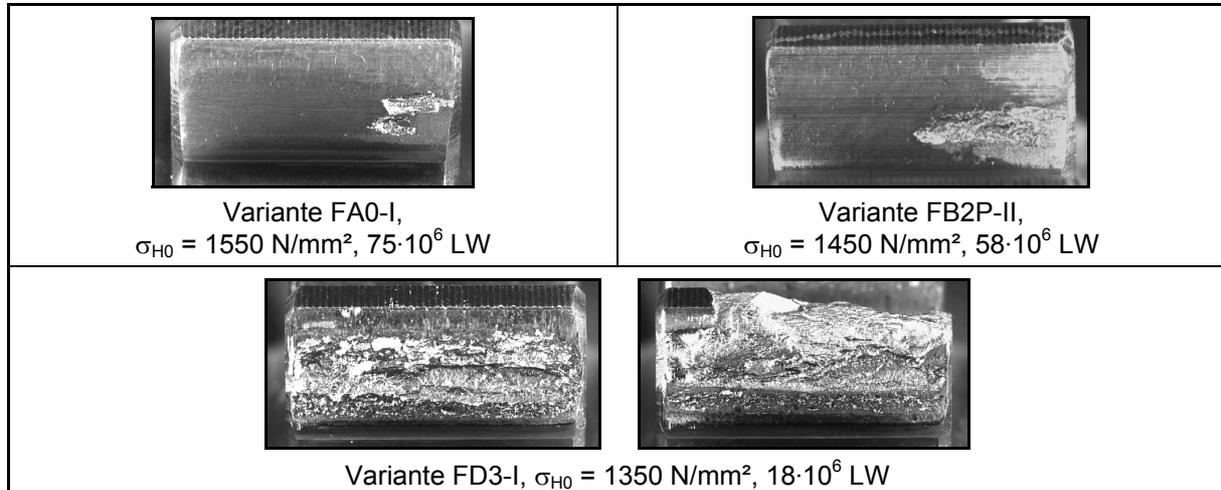


Bild 84 Typische Schadensbilder der Prüfvarianten FA0-I, FD3-I (Teilwälzschleifen) und FB2P-I (Profilformschleifen), Verzahnungsgeometrie I

7.1.3 Zusammenfassung der ermittelten Flankentragfähigkeitswerte

Für einen Vergleich der in den Laufversuchen ermittelten Tragfähigkeitskennwerte der unterschiedlichen Prüfvarianten, d.h. Randzonenzustände, sowie zur Einordnung derselben in das Festigkeitsfeld der DIN 3990 Teil 5 [3] wurden, wie in **Abschnitt 6.2.2** beschrieben, die dauerhaft ertragbaren nominellen Flankenpressungen $\sigma_{H0\infty,50\%}$ in die Grübchendauerfestigkeiten $\sigma_{Hlim, Versuch}$ umgerechnet.

In **Tabelle 14** sind die Grübchendauerfestigkeitswerte der einzelnen Prüfvarianten zusammengefasst.

Verzahnung	Prüfvariante	Schleifverfahren	$\sigma_{H0\infty,50\%}$ (N/mm ²)	$\sigma_{Hlim, Versuch}$ (N/mm ²)
II: a = 91,5 mm, m _n = 5 mm, 18CrNiMo7-6	FA0-II	Teilwälzschleifen	1418	1490
	FB1-II	Teilwälzschleifen	1473	1532
	FB2-II	Teilwälzschleifen	1320	1373
	FB3-II	Teilwälzschleifen	1294	1346
	FD3-II	Teilwälzschleifen	1266	1317
	FE3-II	Teilwälzschleifen	1375 *	1430 *
	FA0P-II	Profilformschleifen	1473	1532
	FD3P-II	Profilformschleifen	1211	1260
	FE2P-II	Profilformschleifen	1211	1260
I: a = 75,6 mm, m _n = 3 mm, 16MnCr5	FA0-I	Teilwälzschleifen	1508	1580
	FD3-I	Teilwälzschleifen	1298	1342
	FB2P-I	Profilformschleifen	1348	1393

Tabelle 14 Grübchendauerfestigkeit $\sigma_{Hlim, Versuch}$ berechnet aus der in den Laufversuchen ermittelten dauerhaft ertragbaren nominellen Flankenpressung $\sigma_{H0\infty,50\%}$ nach DIN 3990 [3], (* mit z. T. starker Graufleckenbildung)

Die in den Versuchen festgestellte Minderung der Grübchendauerfestigkeit bei einer Randzonenbeeinflussung durch Schleifbrand wird besonders deutlich, wenn anstatt der Dauerfestigkeitskennwerte $\sigma_{Hlim, Versuch}$ (Flankenpressungen) die ertragbaren Belastungen (Drehmomente) der einzelnen Prüfvarianten miteinander verglichen werden. In **Bild 85** sind dazu die in den Versuchen ermittelten dauerhaft ertragbaren Drehmomente $T_{\infty, 50\%}$ (Ausfallwahrscheinlichkeit 50%) der unterschiedlichen Prüfvarianten, bezogen auf das dauerhaft ertragbare Drehmoment der jeweiligen Referenzvariante (FA0-II, FA0P-II, FA0-I) ohne Schleifbrand dargestellt.

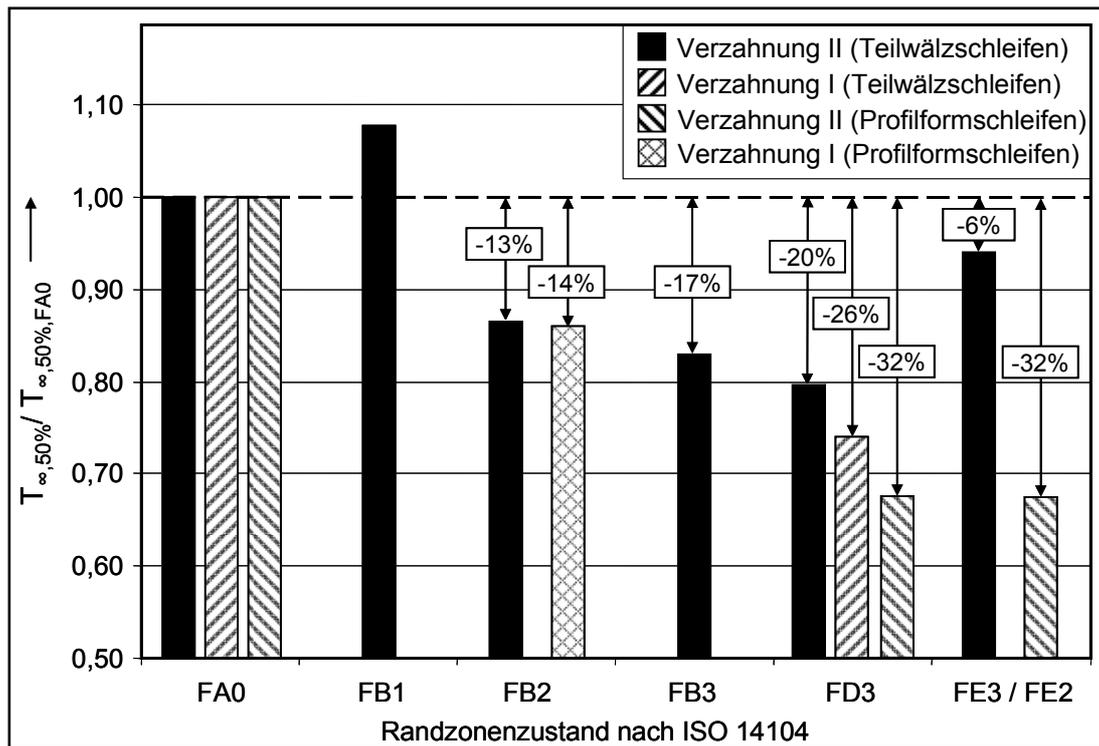


Bild 85 Vergleich der in den Laufversuchen dauerhaft ertragbaren Drehmomente

Ausgenommen der Prüfvariante FB1, fällt die dauerhaft ertragbare Belastung bei den übrigen Prüfvarianten der Schleifbrandklasse B (leichte Randzonenbeeinflussung) um rund 13÷17% ab. Bei den Varianten der Schleifbrandklasse D (starke Randzonenbeschädigung) liegt die zulässige Belastung 20÷32% unterhalb jener der entsprechenden Referenzvariante. Die profilformgeschliffene Prüfvariante weist dabei die stärkste Tragfähigkeitsminderung von rund 32% auf.

Bei den Prüfvarianten mit Neuhärtung (Klasse E) wurden deutlich unterschiedliche Minderungen der zulässigen Belastung gegenüber dem Referenzzustand festgestellt. Liegt die Neuhärtung über der gesamten Zahnflanke vor (Variante FE3-II), so wurde nominell ein um nur 6% niedrigeres dauerhaft ertragbares Drehmoment als bei der Referenzvariante ermittelt. Im Gegensatz dazu liegt die zulässige Belastung der profilformgeschliffenen Variante FE2P-II mit lokaler Neuhärtungszone im Fußflankenbereich auf dem Niveau der Variante mit starkem Schleifbrand (Klasse D) und damit rund 32% unterhalb der Referenz. Wie bereits in **Abschnitt 7.1.2** erwähnt, ist auf-

grund des beobachteten Schadensbildes die Flankentragfähigkeit dieser Variante eher dem Schleifbrandzustand D zuzuordnen.

7.2 Kugelstrahlen als Reparaturmaßnahme

Zur Überprüfung ob eine Kugelstrahlbehandlung als Reparaturmaßnahme bei einer Randzonenschädigung durch Schleifbrand angewendet werden kann, wurden Prüfritzel mit unterschiedlichen Randzonenzuständen, d.h. der Varianten FB2-II, FD3-II, FE3-II und FD3-I, nach der Hartfeinbearbeitung an der Forschungsstelle (FZG) bei der Fa. Metal Improvement Company zusätzlich kugelgestrahlt.

Ergänzend wurde auch ein Prüfritzel der schleifbrandfreien Referenzvariante FA0-II derselben Kugelstrahlbehandlung unterzogen.

7.2.1 Strahlparameter

Die Strahlbehandlung erfolgte als kontrolliertes Kugelstrahlen in zwei Stufen. Die verwendeten Strahlparameter sind in **Tabelle 15** angeführt.

	Stufe 1	Stufe 2
Intensität (Almenwert in μ'')	18 ÷ 20	3
Deckungsgrad in %	300	100
Strahlmittel	MI 330 H	GP 100

Tabelle 15 Strahlparameter für das kontrollierte Kugelstrahlen der Prüfritzel, Strahlmittelbezeichnung nach der Werksnorm der Fa. Metal Improvement

Die erste Strahlstufe erfolgte mit einer relativ hohen Intensität und einem Deckungsgrad von 300%, wobei ein metallisches, kugeliges Strahlmittel aus Hartguss eingesetzt wurde. In dieser Stufe wurde die maximale Verfestigung der geschädigten Randzonen durch die Induzierung möglichst hoher Druckeigenstressungen im oberflächennahen Werkstoffbereich angestrebt.

In der zweiten Stufe wurde sowohl die Strahlintensität als auch der Deckungsgrad abgesenkt. Als Strahlmittel kamen hier Glasperlen mit einem Nenndurchmesser von 1,00 mm zum Einsatz. Ziel dieser zweiten Strahlstufe war die Verbesserung der Oberflächenrauheit an den Zahnflanken.

7.2.2 Oberflächen- und Randzonenzustand nach dem Kugelstrahlen

An den kugelgestrahlten Prüfritzeln wurden nach der Strahlbehandlung Rauheitsmessungen durchgeführt. Die Messungen erfolgten wie bereits in **Abschnitt 4.4** beschrieben gemäß DIN EN ISO 11562 [13].

In **Bild 86** sind die ermittelten Flankenrauheiten nach dem Kugelstrahlen den Rauheitswerten der ungestrahlten Prüfritzel in einem Wahrscheinlichkeitsnetz gegenübergestellt.

Unabhängig vom jeweiligen Randzonenzustand nach der Hartfeinbearbeitung wurde die Oberflächenrauheit der Ritzelflanken im Vergleich zu den ungestrahlten Prüfritzeln durch das Kugelstrahlen von $Ra = 0,2 \div 0,5 \mu\text{m}$ auf $Ra = 0,7 \div 1,9 \mu\text{m}$ angehoben, wobei auch die Streuungen in den Rauheitswerten deutlich zunahmen. Im Abschlussbericht zum FVA-Forschungsvorhaben Nr 453 [95] sind

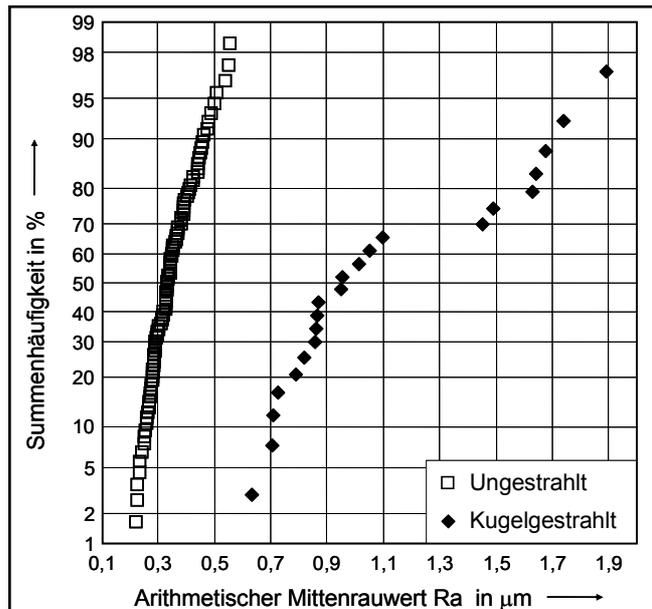


Bild 86 Vergleich der Oberflächenrauheiten von ungestrahlten und kugelgestrahlten Prüfritzeln für die hier belegten Strahlparameter

Rauheitsmessschriebe der Prüfritzel vor und nach dem Kugelstrahlen dargestellt. Es bleibt zu beachten, dass das Ziel der hier durchgeführten Strahlbehandlung eine maximale Verfestigung der, durch das Schleifen geschädigten Randzonen sowie die Induzierung möglichst hoher Druckeigenspannungen war.

Nach der Strahlbehandlung wurden ebenfalls röntgenographische und metallographische Untersuchungen sowie Oberflächenhärtemessungen mit Hilfe des ESATEST-Gerätes durchgeführt und dabei die in **Bild 87** dargestellten Eigenspannungs- und Härtetiefenverläufe stichprobenartig an ausgewählten Prüfritzeln ermittelt.

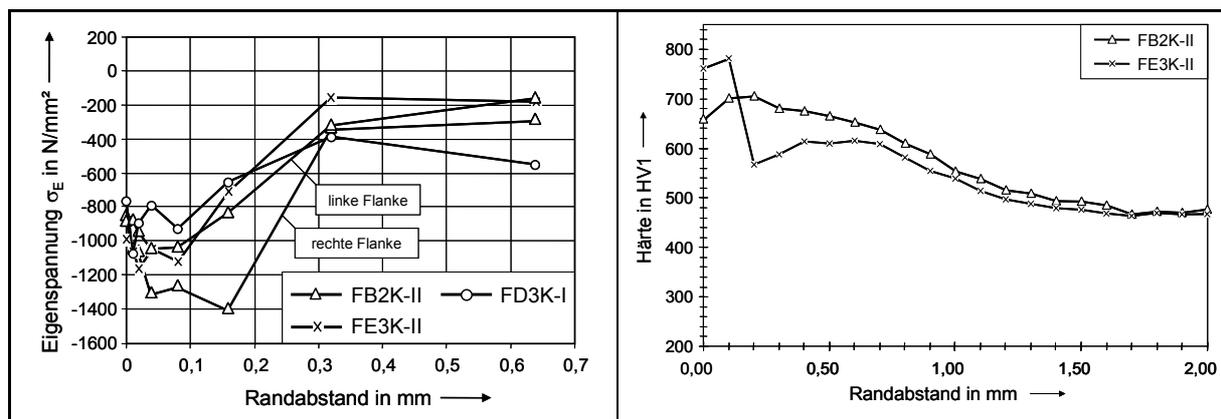


Bild 87 Eigenspannungs- und Härtetiefenverläufe nach dem Kugelstrahlen, ermittelt an ausgewählten Prüfritzeln der Varianten FB2K-II, FE3K-II und FD3K-I (K = Kugelstrahlen)

Wie aus **Bild 87** ersichtlich, wird der Randzonenzustand durch das Kugelstrahlen insbesondere hinsichtlich des Eigenspannungszustandes stark verändert. So liegen nach der Strahlbehandlung bei allen untersuchten Prüfvarianten, unabhängig vom

Zustand nach dem Schleifen, im oberflächennahen Randzonenbereich hohe Druckeigenstressungen vor, die zwischen -800 und -1400 N/mm² variieren.

In Bezug auf die Randzonenhärte lässt sich bei den untersuchten Prüfritzeln nur eine geringe Veränderung durch das Kugelstrahlen im Vergleich zu den ungestrahlten Zuständen feststellen.

Bei der kugelgestrahlten Prüfvariante FB2K-II mit leichtem Schleifbrand wurde eine um rund 50 HV1-ESATEST höhere Oberflächenhärte als bei der ungestrahlten Variante FB2-II mit derselben Randzonenschädigung gemessen.

Die Prüfvariante FE3K-II weist auch nach dem Kugelstrahlen, bedingt durch die Neuhärtung, eine hohe Oberflächenhärte von rund 760 HV1-ESATEST auf. Anders als bei den ungestrahlten Prüfritzeln mit demselben Randzonenzustand, wurde hier jedoch mit rund 780 HV1 ein relativ hoher Härtewert auch in einer Werkstofftiefe von 0,1 mm gemessen. Im Tiefenbereich zwischen 0,2 und 0,6 mm liegt die Härte entsprechend dem dort vorliegenden stark angelassenen Gefüge (siehe **Bild 88**) deutlich unterhalb des Referenzzustandes.

Von den kugelgestrahlten Varianten FB2K-II und FE3K-II wurden außerdem metallographische Gefügebilder angefertigt. Diese sind in **Bild 88** dargestellt und belegen, dass die Gefügeausbildung im Bereich der geschädigten Randzone von der Strahlbehandlung kaum beeinflusst wird. Im Vergleich zu den ungestrahlten Varianten mit derselben Schleifbrandschädigung (siehe **Abschnitt 5.2.1**) sind in die metallographischen Schlifflinien der kugelgestrahlten Varianten vergleichbare Randgefüge, mit ähnlichen Anlass- bzw. Neuhärtezonenebenen zu erkennen.

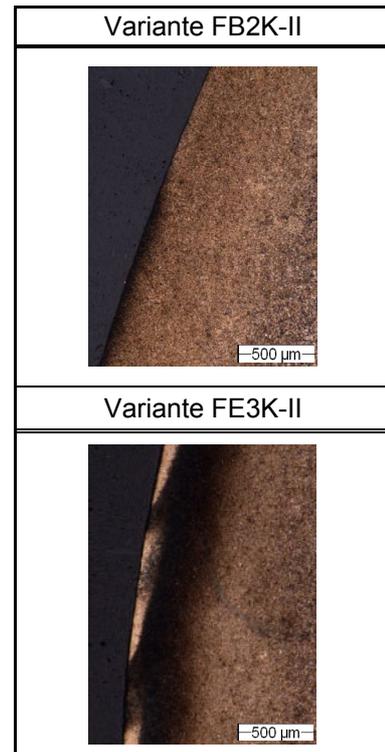


Bild 88 Randgefüge der Varianten FB2K-II und FE3K-II nach dem Kugelstrahlen

Aufgrund des stark veränderten Eigenspannungszustandes der Randzonen durch das Kugelstrahlen, lieferten versuchsweise durchgeführte 3MA-Messungen mit der in **Abschnitt 5.3.2.2** beschriebenen Gerätekalibrierung (geschliffene, ungestrahlte Referenzprüfräder) keine aussagefähigen Werte. Daher wurde eine Neukalibrierung des 3MA-Systems durchgeführt, wobei die an den kugelgestrahlten Prüfritzeln der Verzahnungsgeometrie II zerstörend ermittelten Randzonenkennwerte herangezogen wurden.

Die Untersuchungsergebnisse der anschließenden 3MA-Messungen sind in **Bild 89** dokumentiert und den Randzoneneigenschaften der ungestrahlten Prüfritzeln gegenübergestellt. Wie bei den stichprobenartig durchgeführten röntgenographischen und metallographischen Untersuchungen, wird auch anhand der 3MA-Messungen deutlich, dass sich durch das Kugelstrahlen insbesondere der Eigenspannungszustand im oberflächennahen Werkstoffbereich unabhängig von der Randzonenschädigung vor der Strahlbehandlung stark verändert. Die Zugeigenstressungen, die im Spezial-

len bei den Varianten FB2-II (leichter Schleifbrand) und FD3-II (starker Schleifbrand) nach der Hartfeinbearbeitung vorlagen, wurden durch die Strahlbehandlung in hohe Druckeigenstressungen umgewandelt.

Hinsichtlich der Randzonenhärte scheint die Strahlbehandlung einen geringeren Einfluss zu haben. Auch die mit dem 3MA-System ermittelten Härtetiefenverläufe belegen, dass durch das Kugelstrahlen die Oberflächen- und Randhärte der Prüfvarianten mit Schleifbrand (FB2-II und FD3-II) nur leicht angehoben wird und der Härtetiefenverlauf der Variante mit Neuhärtung (FE3-II) im Wesentlichen gleich bleibt.

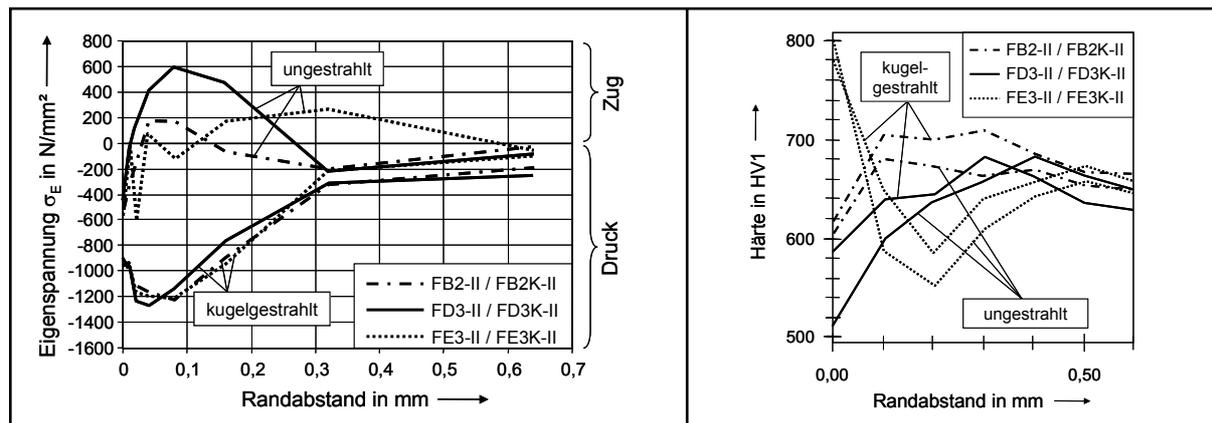


Bild 89 3MA-Messungen (Mittelwerte), Vergleich zwischen ungestrahlten und kugelgestrahlten Prüfvarianten mit gleicher Randzonenschädigung durch die Hartfeinbearbeitung

7.2.3 Versuchsergebnisse – Kugelgestrahlte Prüfritzel, geschliffene Prüfräder

Die Flankentragfähigkeit der Varianten FD3K-II und FD3K-I wurde in Laufversuchen stichprobenartig untersucht, wobei die kugelgestrahlten Prüfritzel jeweils mit ungestrahlten, d.h. geschliffenen Prüfrädern ohne Randzonenbeeinflussung gepaart wurden. Die Prüfläufe erfolgten im niedrigen Zeitfestigkeitsbereich der entsprechenden ungestrahlten Prüfvarianten FD3-II und FD3-I mit derselben Randzonenschädigung bzw. etwas unterhalb der Dauerfestigkeit der jeweiligen Referenz (FA0-II und FA0-I).

Bild 90 zeigt die Ergebnisse der Laufversuche an den kugelgestrahlten Prüfvarianten FD3K-II und FD3K-I im Vergleich zu den

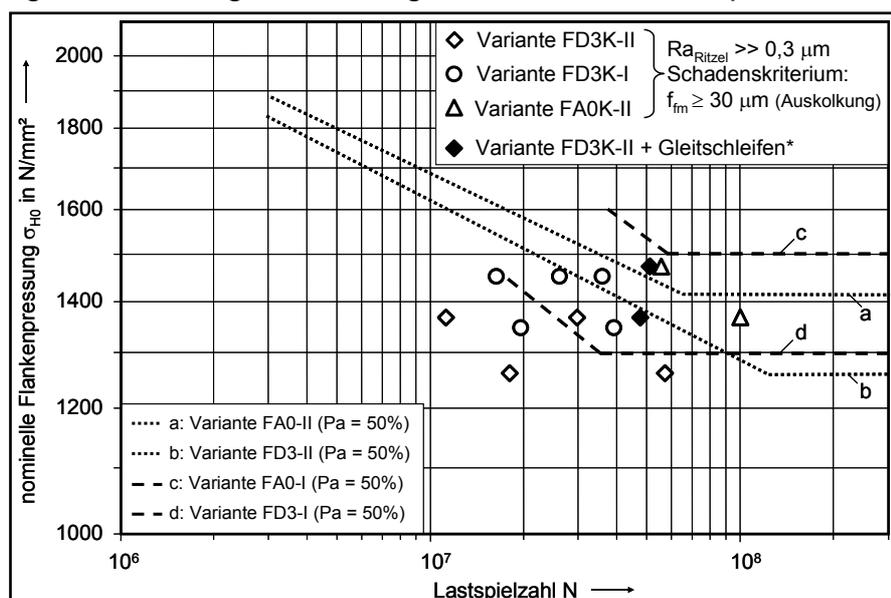


Bild 90 Versuchsergebnisse an kugelgestrahlten Prüfritzeln der Varianten FD3K-II, FD3K-I und FA0K-II (Ausfaltungverschleiß an Ritzel und Rad). *nur Prüfritzel zusätzlich gleitschleifen (Grauflecken und Grübchen)

Wöhlerlinien der entsprechenden ungestrahlten Varianten und der Referenzvarianten.

Während der Prüfläufe wurde bei beiden kugelgestrahlten Varianten ein starker Auskolkungsverschleiß im Bereich der Fußflanken sowohl des kugelgestrahlten Prüfritzels als auch des ungestrahlten Prüfrades festgestellt. Die Laufversuche wurden bis zu einer mittleren Profilformabweichung $f_{fm} \geq 30 \mu\text{m}$ fortgeführt und dann beendet, da die vorliegenden Versuchsbedingungen nicht mehr mit denen der Referenzvarianten vergleichbar waren. Für den Ausfall der hier untersuchten Radsätze waren damit nicht Grübchen, sondern Grauflecken bzw. Verschleiß maßgebend.

Auch die beiden Prüfläufe, die mit dem kugelgestrahlten Ritzel der schleifbrandfreien Referenzvariante (FA0K-II) durchgeführt wurden, ergaben tendenziell vergleichbare Schadensbilder. Der Flankenverschleiß fiel hier insgesamt jedoch etwas geringer aus, sodass bei der niedrigeren Flankenbeanspruchung ($\sigma_{H0} = 1372 \text{ N/mm}^2$) sogar die Grenzlastspielzahl von $100 \cdot 10^6$ Lastwechsel erreicht wurde, bevor die mittlere Profilformabweichung f_{fm} an den Fußflanken $30 \mu\text{m}$ überschritt.

Aufgrund der beobachteten Schadensbilder, die insbesondere auf die hohe Flankenrauheit nach der Strahlbehandlung zurückzuführen sind, wurde ein kugelgestrahltes Prüfritzel der Variante FD3K-II zusätzlich gleitschleifen. Das Gleitschleifen, das ebenfalls bei der Fa. Metal Improvement Company im sogenannten CASE-Verfahren durchgeführt wurde, führte zu einer deutlichen Verbesserung der Flankenrauheit des kugelgestrahlten Prüfritzels. Rauheitsmessungen an diesem Ritzel belegen einen Mittenrauwert von $Ra \approx 0,15 \mu\text{m}$ nach dem Gleitschleifen.

Durch das zusätzliche Gleitschleifen konnte der Auskolkungsverschleiß an den Fußflanken deutlich verringert werden. Wie in **Bild 90** ergänzend dargestellt, wurde die Flankentragfähigkeit der Referenzvariante ohne Schleifbrand FA0-II aufgrund von Grauflecken- und Grübchenbildung in den beiden durchgeführten Stichversuchen dennoch nicht vollständig erreicht, wobei ein Einfluss der Grauflecken auf die Grübchenbildung nicht auszuschließen ist. Außerdem ist zu beachten, dass beim geprüften Radsatz nur das schleifbrandgeschädigte und kugelgestrahlte Ritzel zusätzlich gleitschleifen wurde, das Prüfrad hingegen im geschliffenen Zustand mit einer mittleren Flankenrauheit von $Ra \approx 0,3 \mu\text{m}$ vorlag.

Bild 91 zeigt beispielhaft die Entwicklung des Auskolkungsverschleißes anhand der mittleren Profilformabweichung f_{fm} und des Massenverlustes Δm über der Prüflaufdauer, sowie die entsprechenden Schadensbilder die gleichmäßig über dem Prüfritzel- und Prüfradumfang vorlagen. Dargestellt sind repräsentative Messungen, die während der Inspektionsintervalle an kugelgestrahlten Prüfritzeln der Varianten FD3K-II und FD3K-I durchgeführt wurden. Messungen an ungestrahlten Prüfrädern ($z = 18$ bzw. 25), die im Laufversuch mit diesen Ritzeln gepaart wurden, führen zu vergleichbaren Ergebnissen.

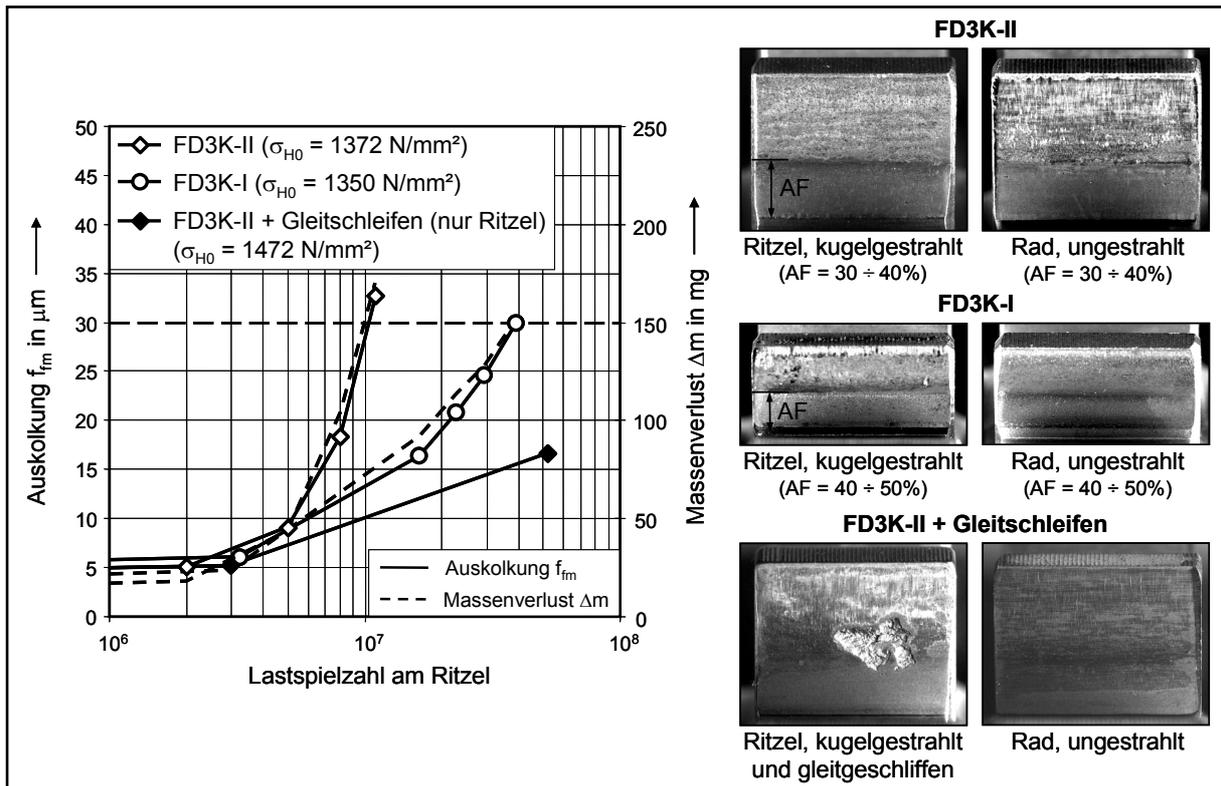


Bild 91 Auskolkungsverschleiß und Schadensbilder der Prüfvarianten FD3K-II und FD3K-I, Prüfritzel kugelgestrahlt bzw. kugelgestrahlt und gleitgeschliffen, Prüfräder ungestrahlt (AF = Auskolkungsfläche)

Die bei Versuchsende vorliegenden mittleren Profilformabweichungen $f_{fm} \geq 30 \mu\text{m}$ entsprechen einer Minderung der Verzahnungsqualität von $Q = 5$ (Ausgangswert) auf $Q = 9 \div 10$ nach DIN 3962 [2].

Zum Vergleich ist in **Bild 91** außerdem die mittlere Profilformabweichung f_{fm} , die am kugelgestrahlten und zusätzlich gleitgeschliffenen Prüfritzel der Variante FD3K-II ermittelt wurde und die durch Grauflecken- und Grübchenbildung ausgefallene Zahnflanke dargestellt. Im Schadensbild ist zu erkennen, wie sich der Ort der Grübchenbildung am Rand der Graufleckenzone orientiert und dadurch von der Fußflanke in die Richtung des Wälzkreises nach oben verschoben wird.

7.2.4 Versuchsergebnisse – zusätzliches Gleitschleifen von Ritzel und Rad

Wie im vorhergehenden Abschnitt beschrieben, führte das hier angewandte, intensive Kugelstrahlen von schleifbrandgeschädigten Prüfritzeln aufgrund der hohen Flankenrauheit nach der Strahlbehandlung in den Prüfläufen zu starkem Auskolkungsverschleiß an den Fußflanken. Auch durch ein zusätzliches Gleitschleifen des gestrahlten Prüfritzels konnte die Grübchentragfähigkeit der Referenzvariante in der Paarung mit einem ungestrahlten, nicht gleitgeschliffenen Prüfrad nicht vollständig erreicht werden.

Daher wurden in Abstimmung mit der betreuenden Arbeitsgruppe sowohl die übrigen schleifbrandgeschädigten und kugelgestrahlten Prüfritzel ($z = 17$) der Varianten FB2K-II und FE3K-II als auch ungestrahlte Prüfräder ohne Randzonenbeeinflussung

($z = 18$, Verzahnung II) zusätzlich gleitgeschliffen und im Laufversuch geprüft. Auch hier erfolgte das Gleitschleifen bei der Fa. Metal Improvement Company im sogenannten CA-SE-Verfahren. Die nach dem Kugelstrahlen vorliegenden hohen Flankenrauheiten der Prüfritzel ($R_a = 0,7 \div 1,9 \mu\text{m}$) wurden durch das Gleitschleifen, wie in **Bild 92** dargestellt, auf Mittenrauwerte von $R_a = 0,06 \div 0,35 \mu\text{m}$ abgesenkt. Vergleichbare Rauheitswerte wurden ebenfalls an den gleitgeschliffenen Prüfrädern ($z = 18$) gemessen.

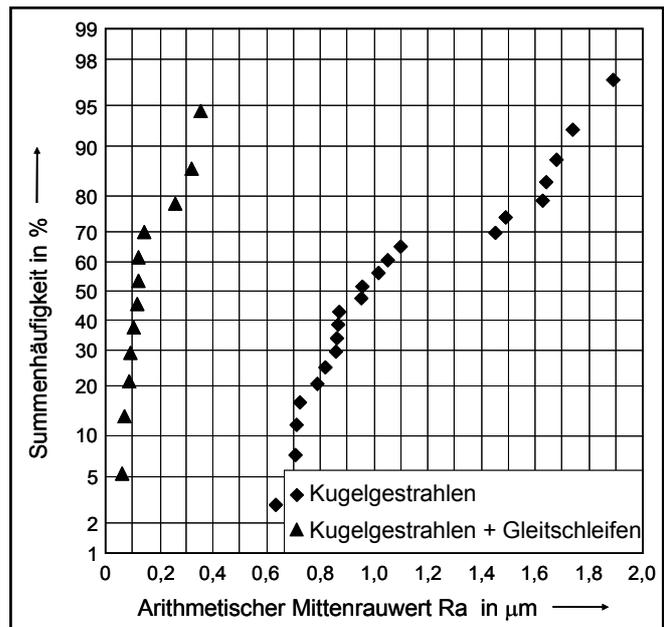


Bild 92 Vergleich der Oberflächenrauheiten von kugelgestrahlten Prüfritzeln vor und nach dem zusätzlichen Gleitschleifen

Der Rauheitsmessschrieb eines kugelgestrahlten und anschließend gleitgeschliffenen Ritzels ist im **Anhang** beispielhaft dargestellt.

Bild 93 zeigt die Ergebnisse der durchgeführten Prüfläufe an den Varianten FB2K-II und FE3K-II, wobei zum Vergleich auch die Wöhlerlinien zur Grübchentragfähigkeit der ungestrahlten Varianten FA0-II (Referenz), FB2-II und FE3-II dargestellt sind.

Von beiden Prüfvarianten (FB2K-II und FE3K-II) wurde jeweils auch ein kugelgestrahltes Prüfritzel nicht zusätzlich gleitgeschliffen

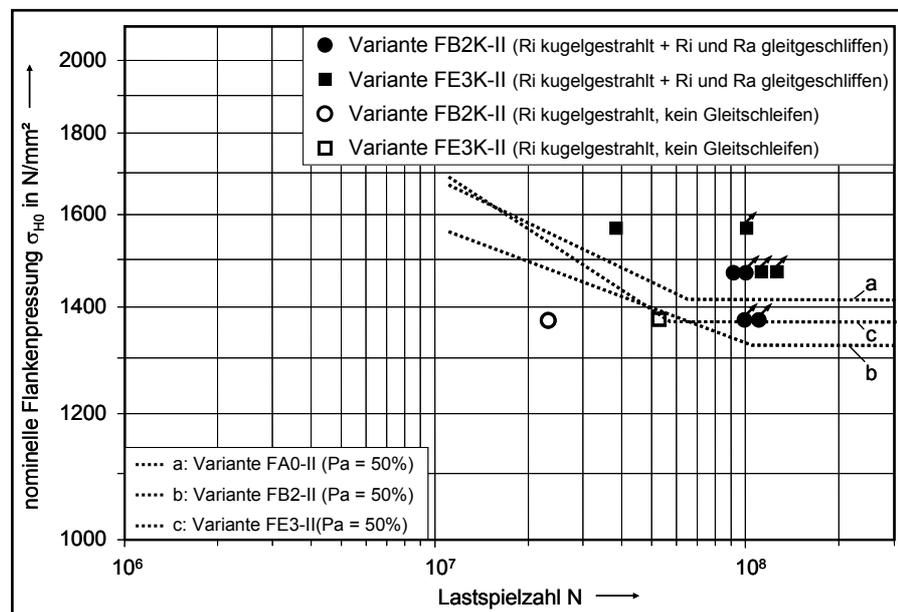


Bild 93 Versuchsergebnisse der Varianten FB2K-II und FE3K-II mit zusätzlich gleitgeschliffenen Radsätzen bzw. „nur“ kugelgestrahlten Ritzeln

und zusammen mit einem ebenfalls nicht gleitgeschliffenen Rad im Laufversuch geprüft.

Wie bei den im vorhergehenden Abschnitt beschriebenen Versuchen an den Varianten FD3K-II und FD3K-I kam es während der Prüfläufe mit den „nur“ kugelgestrahlten Ritzeln zu starkem Auskolkungsverschleiß an beiden Prüfrädern.

Durch zusätzliches Gleitschleifen der kugelgestrahlten Ritzel sowie der ungestrahlten Räder konnte der Auskolkungsverschleiß im Bereich der Fußflanke hingegen bei

beiden Prüfvarianten (FB2K-II und FE3K-II) vollständig unterdrückt und die Grübchentragfähigkeit der Referenzvariante FA0-II ohne Schleifbrand wieder erreicht bzw. teilweise sogar übertroffen werden (z.B. Steigerung von $\sigma_{H0\infty,50\%} = 1320 \text{ N/mm}^2$ auf $\sigma_{H0\infty,50\%} \geq 1480 \text{ N/mm}^2$ bei Variante FB2-II/FB2K-II).

In **Bild 94** sind exemplarisch Flankenfotos der Prüfvarianten FB2K-II und FE3K-II nach den jeweiligen Laufversuchen dargestellt.

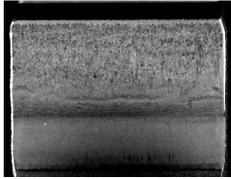
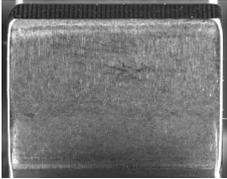
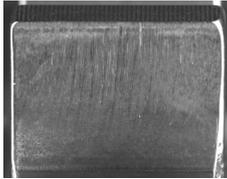
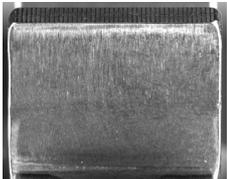
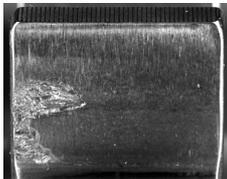
	kein Gleitschleifen	Zusätzliches Gleitschleifen von Ritzel und Rad	
Prüfritzel (z = 17) kugelgestrahlt			
Prüfrad (z = 18) ungestrahlt			
	FE3K-II $\sigma_{H0} = 1375 \text{ N/mm}^2$, $52 \cdot 10^6 \text{ LW}$ Auskolkungsverschleiß an Ritzel und Rad	FB2K-II $\sigma_{H0} = 1375 \text{ N/mm}^2$, $100 \cdot 10^6 \text{ LW}$ Durchläufer, kein Grübchenschaden	FB2K-II $\sigma_{H0} = 1472 \text{ N/mm}^2$, $93 \cdot 10^6 \text{ LW}$ Grübchenschaden am ungestrahltten Rad

Bild 94 Beispielhafte Flankenfotos von Radsätzen der Varianten FB2K-II und FE3K-II nach dem Prüflauf, Radsätze ohne bzw. mit zusätzlicher Gleitschleifbehandlung

Bei den Laufversuchen mit den gleitgeschliffenen Radsätzen die zum Ausfall durch Grübchen führten, ist zu beachten, dass nicht die kugelgestrahlten Prüfritzel, sondern jeweils die ungestrahlten Prüfräder (**Bild 94, rechts**) den Flankenschaden aufwiesen.

Anhand der ermittelten Versuchsergebnisse lässt sich zusammenfassend feststellen, dass das Kugelstrahlen mit den im Rahmen der vorliegenden Arbeit verwendeten Strahlparametern zu einer deutlich höheren Flankenrauheit führte und die Randzoneigenschaften nach dem Schleifen insbesondere hinsichtlich des Eigenspannungszustandes veränderte.

Als Reparaturmaßnahme bei Schleifbrand war die hier durchgeführte Strahlbehandlung nur in Verbindung mit einem zusätzlichen Gleitschleifen des kugelgestrahlten Prüfritzels und des ungestrahlten Prüfrades Ziel führend. Durch das Gleitschleifen wurde bei beiden Verzahnungspartnern eine vergleichbare Flankenrauheit mit niedrigem Ra-Wert erzielt.

Grundsätzlich kann angenommen werden, dass sich ein Kugelstrahlen dann als Reparaturmaßnahme bei Schleifbrand eignet, wenn die, bei der Hartfeinbearbeitung in der Randzone induzierten Zugeigenspannungen, in ausreichend hohe Druckeigenspannungen umgewandelt werden und gleichzeitig eine hohe Oberflächenqualität (z.B. durch Gleitschleifen) der Zahnflanken gewährleistet wird.

7.3 Ergebnisse der Untersuchungen zur Graufleckentragfähigkeit

Wie in **Abschnitt 6.3.1** beschrieben, wurde an den schleifbrand- bzw. durch Neuhärtung geschädigten Prüfvarianten FB3G-II und FE3G-II der Einfluss einer Randzonenbeeinflussung durch Schleifen auf die Graufleckentragfähigkeit untersucht. Durch ein etwas gröberes Abrichten der Schleifscheibe beim Schlichten wurden die Prüfräder (Ritzel und Rad) dieser beiden Varianten mit einer etwas höheren Flankenrauheit als die Prüfräder für die Untersuchungen zur Grübchentragfähigkeit ausgeführt. Außerdem liegt bei diesen Varianten keine Flankenkorrektur, d.h. Kopfrücknahme vor.

In **Tabelle 16** sind beispielhafte Ätzbilder (Nitalätzung) der Prüfvarianten FB3G-II und FE3G-II dargestellt sowie die ermittelten Flankenrauheiten und Oberflächenhärte

Variante	Nitalätzung	Flankenrauheit	Oberflächenhärte
FB3G-II		Ra = 0,42 ± 0,68 µm	540 HV1 - ESATEST
FE3G-II			766 HV1 - ESATEST

Tabelle 16 Prüfvarianten zur Untersuchung der Graufleckentragfähigkeit, Ätzbefunde und Ergebnisse von Rauheits- und Oberflächenhärtemessungen (Mittelwerte)

Die Untersuchungen zur Graufleckentragfähigkeit erfolgten in Anlehnung an FVA 54/7 [33] und [93] in Grauflecken-Stufentests, wobei pro Variante 3 Tests durchgeführt wurden.

Bild 95 zeigt die Entwicklung der Graufleckigkeit an Prüfritzeln der Varianten FB3G-II und FE3G-II im Stufentest. Dargestellt sind jeweils die ermittelte Graufleckenfläche, die mittlere Profilformabweichung und die Massenverluste durch Verschleiß über den einzelnen Kraftstufen (Mittelwerte aus 3 Stufentests) sowie beispielhafte Flankenfotos.

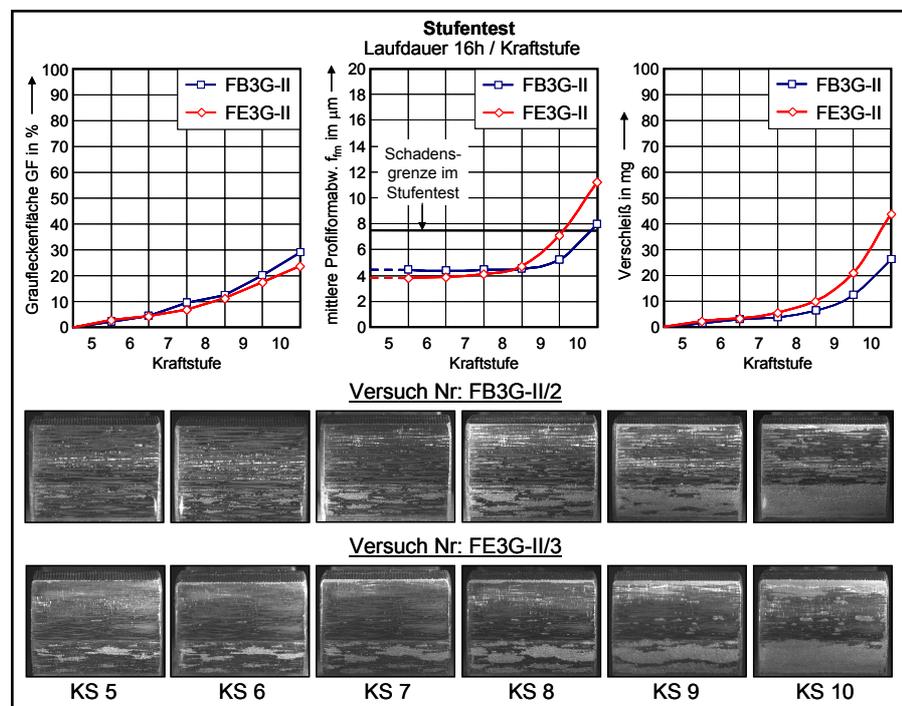


Bild 95 Ergebnisse der durchgeführten Stufentests zur Graufleckentragfähigkeit

Bei beiden Prüfvarianten ergibt sich die Kraftstufe 10 als Schadenskraftstufe (Schadenskriterium $f_{fm} \geq 7,5 \mu\text{m}$), wobei der Graufleckenverschleiß bei der Variante mit Neuhärtung FE3G-II geringfügig höher liegt. Damit lässt sich anhand der Untersuchungsergebnisse kein signifikanter Einfluss der Randzonenbeeinflussung durch Schleifbrand auf die Graufleckenbildung feststellen.

Allerdings bleibt zu beachten, dass die Variante FE3-II mit Neuhärtung in den Prüfläufen zur Grübchentragfähigkeit vermehrt zu Graufleckenbildung an einzelnen Zähnen im Bereich der Fußflanke neigte. Die Graufleckigkeit trat dabei allerdings vielfach erst nach langen Laufzeiten im Bereich der Grübchendauerfestigkeit auf.

8 Überprüfung der Randzonenzustände nach dem Prüflauf

Die Randzonenzustände von teilwälz- und profilformgeschliffenen Prüfritzeln der unterschiedlichen Varianten wurden auch nach den Laufversuchen zur Ermittlung der jeweiligen Grübchentragfähigkeit mit Hilfe der verschiedenen zur Verfügung stehenden Prüfverfahren untersucht.

8.1 Zerstörende Prüfverfahren

An ausgewählten Zahnflanken aller Varianten wurden im Anschluss an den Prüflauf metallographische Schlitze angefertigt. Dabei wurden die bereits in **Abschnitt 5.2.1** beschriebenen metallographischen Standardmethoden eingesetzt. Untersucht wurden Prüfritzel, die durch Grübchenbildung ausgefallen waren, wobei die Erstellung der Gefügebilder an Zahnflanken erfolgte, die selbst keine Pittings aufwiesen. Bewertbare metallographische Schliffbilder an ausgefallenen Zahnflanken mit Grübchen konnten nicht angefertigt werden, da hier das metallographische Ätzmittel in die vorliegenden oberflächennahen Risse eindrang und die entsprechenden Gefügebilder dadurch zu stark bläulich verfärbt wurden.

Bild 96 zeigt die nach dem Prüflauf angefertigten Gefügebilder der unterschiedlichen Varianten. Auch die teilwälzgeschliffene Variante FB1-II und die profilformgeschliffene Variante FB2P-I, von denen nur eine begrenzte Anzahl von Prüfritzeln zur Verfügung stand, wurden nach dem Laufversuch mit Hilfe der zerstörenden Prüfverfahren untersucht und entsprechende Schliffbilder erstellt.

Vergleicht man die in **Bild 96** dargestellten Randzonengefüge nach dem Laufversuch mit den Schliffbildern von Prüfritzeln derselben Varianten direkt nach der Hartfeinbearbeitung (siehe **Bild 44**), so sind keine signifikanten Unterschiede in den Aufnahmen zu erkennen. Durch die Wälzbeanspruchung im Prüflauf wird das metallographische Gefüge der geschliffenen Randzone anscheinend nicht verändert.

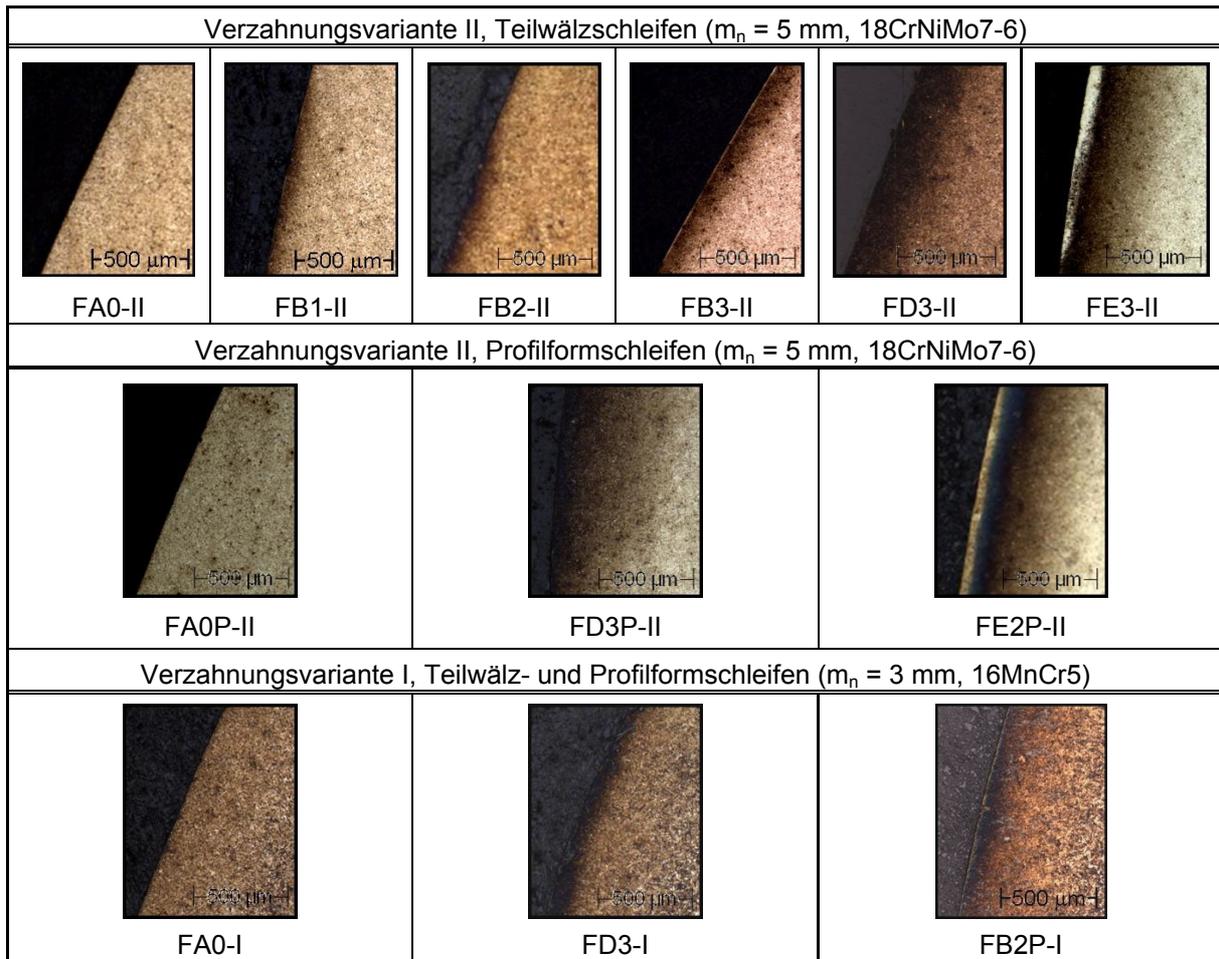


Bild 96 Gefügebilder der unterschiedlichen Prüfvarianten im Bereich der Zahnflanke nach dem Prüflauf zur Grübchentragfähigkeit (50-fache Vergrößerung)

Die Ergebnisse von Vickers-Härtemessungen im Kleinkraftbereich (HV1) nach DIN EN ISO 6507-1 [12], die ebenfalls an den angefertigten Schlifflinien nach dem Prüflauf durchgeführt wurden, sind in Form von Härtetiefenverläufen in **Bild 97** dargestellt. Dabei sind Messungen von ausgewählten Varianten der Klassen D und E, die vor dem Prüflauf (siehe **Bild 45**) deutlich unterschiedliche Härtetiefenverläufe im oberflächennahen

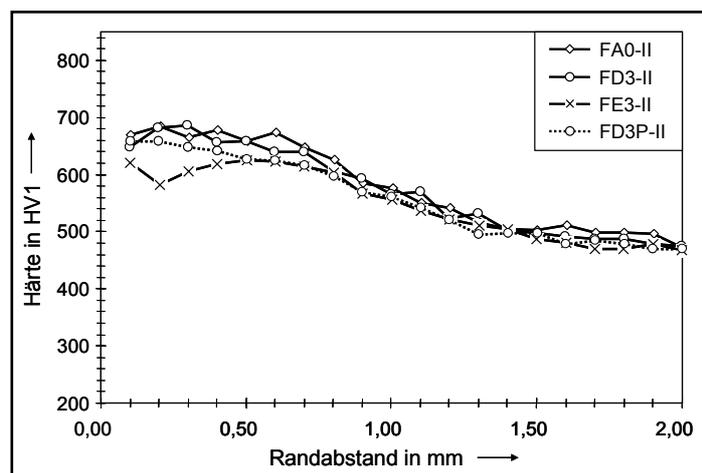


Bild 97 Härtetiefenverläufe ausgewählter Prüfvarianten nach dem Prüflauf (metallographisch)

Randzonenbereich aufwies, im Vergleich zum schleifbrandfreien Referenzzustand abgebildet. Wie in **Bild 97** ersichtlich, unterscheiden sich die Härtewerte der teilwälz- und profilformgeschliffenen Prüfvarianten FD3-II und FD3P-II mit starker Schleifbrandschädigung nach dem Laufversuch kaum mehr von jenen der ungeschädigten Referenzvariante (FA0), obwohl in den metallographischen Schlifflinien dieser Vari-

anten auch nach dem Prüflauf stark angelassene Randgefüge zur erkennen sind. Daraus lässt sich schließen, dass es bei diesen Varianten durch die Wälzbeanspruchung im Laufversuch zu einer Verfestigung der geschädigten Randzone kommt, ohne dass das metallographische Gefüge signifikant verändert wird.

Im Gegensatz dazu liegen bei der Prüfvariante FE3-II auch nach dem Prüflauf im hoch angelassenen Werkstoffbereich unterhalb der Neuhärtungszonen deutlich niedrigere Härtewerte vor, die mit den Messergebnissen vor dem Laufversuch vergleichbar sind.

Dass es aufgrund der Wälzbeanspruchung während des Prüflaufes zur einer Veränderung der Randzonenkennwerte kommen kann, insbesondere wenn eine Schleifbrandschädigung vorliegt, wird anhand von röntgenographischen Messungen, die ebenfalls nach den Laufversuchen an ausgewählten Varianten durchgeführt wurden, noch deutlicher ersichtlich.

In **Bild 98** sind Eigenspannungstiefenverläufe, die im Rahmen dieser Messungen ermittelt wurden, dargestellt.

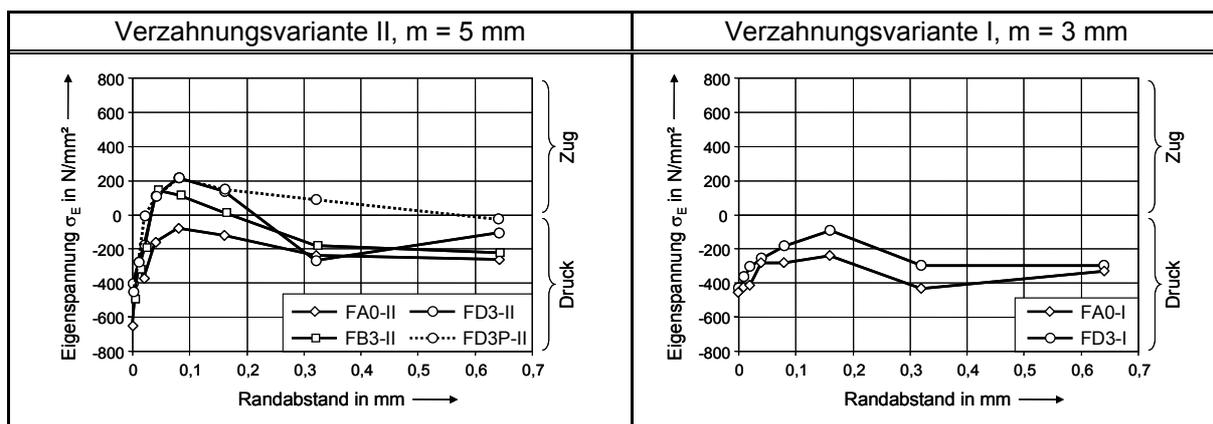


Bild 98 Eigenspannungstiefenverläufe ausgewählter Prüfvarianten nach dem Prüflauf (röntgenographisch)

Der Vergleich mit den Eigenspannungszuständen, die an den unterschiedlichen Varianten vor dem Prüflauf ermittelt wurden (siehe **Bild 47**), zeigt, dass es während des Laufversuches in den schleifbrandgeschädigten Randzonen zu einem massiven Abbau der durch das fehlerhafte Schleifen induzierten Zugeigenspannungen kommt. Die Reduzierung der Zugeigenspannungen fällt dabei umso deutlicher aus, je stärker die vorliegende Randzonenschädigung ist.

So wurden z. B. bei den Varianten FD3-II und FD3P-II mit starkem Schleifbrand die nach dem Schleifen vorliegenden Zugeigenspannungen mit Maxima zwischen 500 und 600 N/mm² durch die Wälzbeanspruchung im Laufversuch auf Eigenspannungswerte von maximal 200 N/mm² abgebaut.

Mit einer Änderung der Eigenspannungen von über 400 N/mm² (Zug) auf maximal -100 N/mm² (Druck) fiel die Reduzierung der gemessenen Zugeigenspannungen während des Prüflaufes bei der Prüfvariante FD3-I noch deutlicher aus.

Bei den Referenzvarianten FA0 ohne Schleifbrand lagen nach den Prüfläufen hingegen weiterhin Druckeigenstressungen vor, deren Beträge mit den gemessenen Werten vor dem Laufversuch durchwegs vergleichbar sind.

8.2 Zerstörungsfreie Prüfverfahren

Die Randzonenzustände aller teilwälzgeschliffenen Prüfvarianten (Verzahnung II) wurden nach den Tragfähigkeitsuntersuchungen im Laufversuch auch mit Hilfe des 3MA-Systems erneut ermittelt. Um dabei eine Beschädigung des mikromagnetischen Sensors zu vermeiden, wurden nur Zahnflanken von gelaufenen Prüfritzeln ohne Flankenschäden abgescannt.

In **Bild 99** und **Bild 100** sind die ermittelten Härte- und Eigenspannungstiefenverläufe der untersuchten Prüfvarianten nach dem Prüflauf dargestellt. Es handelt sich jeweils um Mittelwerte aus 8 bis 12 Messungen.

Insgesamt bestätigen die 3MA-Messungen die Untersuchungsergebnisse der zerstörenden Prüfverfahren (Metallographie und Röntgenographie)

nach dem Prüflauf. Wie in **Bild 99** ersichtlich, belegen auch die 3MA-Messungen, dass es während der Laufversuche zu einer Änderung der Härte, insbesondere an der Oberfläche bzw. im oberflächennahen Randzonenbereich kommt. Mit Ausnahme der Variante FE3-II (Neuhärtung) unterscheiden sich die gemessenen Härtetiefenverläufe nach dem Prüflauf kaum voneinander. Aufgrund der deutlichen Härteunterschiede zwischen den einzelnen Prüfvarianten vor dem Laufversuch (siehe **Bild 58**), muss davon ausgegangen werden, dass die Wälzbeanspruchung der Zahnflanken zu einer Verfestigung jener Randzonenbereiche führt, die durch das Schleifen geschädigt bzw. angelassen wurden.

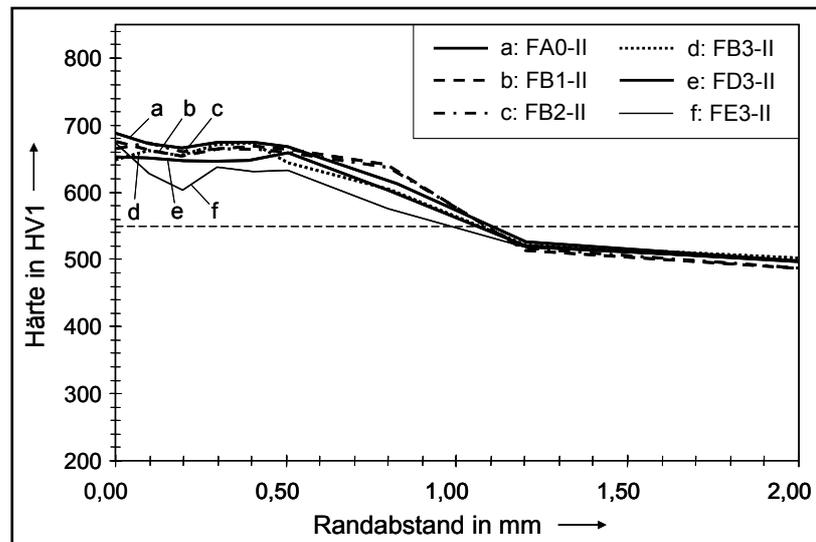


Bild 99 3MA-Messungen, Härtetiefenverläufe der teilwälzgeschliffenen Prüfvarianten (Verzahnung II) nach dem Laufversuch

Auch die mit Hilfe des 3MA-Systems gemessenen Eigenspannungstiefenverläufe in **Bild 100** zeigen, dass es während des Laufversuches zu einer signifikanten Änderung der Randzonenkennwerte kommt, sofern eine Schleifbrandschädigung vorliegt. Im Gegensatz zu den Eigenspannungszuständen vor dem Laufversuch (siehe **Bild 59**) sind die Unterschiede zwischen den einzelnen Varianten hinsichtlich der gemessenen Eigenspannungen nach dem Prüflauf deutlich geringer. Wie bereits durch die stichprobenartigen röntgenographischen Untersuchungen gezeigt, werden die hohen

Zugeigenspannungen (bis zu 600 N/mm^2) in der Randzone der Variante FD3-II mit starker Randzonenbeeinflussung während des Prüflaufes auf Werte von maximal 200 N/mm^2 reduziert.

Auch bei den Prüfvarianten der Klassen B (leichter Schleifbrand) kommt es zu einem Abbau der Zugeigenspannungen im Laufversuch. Mit einer Reduzierung des Eigenspannungsmaximums von rund 100 N/mm^2 (Variante FB3-II) bzw.

50 N/mm^2 (Variante FB2-II) fällt die Änderung dieses Randzonenkennwertes hier jedoch geringer aus, als bei der stark geschädigten Variante FD3-II.

Bei der schleifbrandfreien Referenzvariante FA0-II und der Variante FB1-II, die bereits vor dem Laufversuch Druckeigenspannungen über dem gesamten erfassten Randzonenbereich aufwiesen, wurden auch nach dem Prüflauf vergleichbare Werte gemessen.

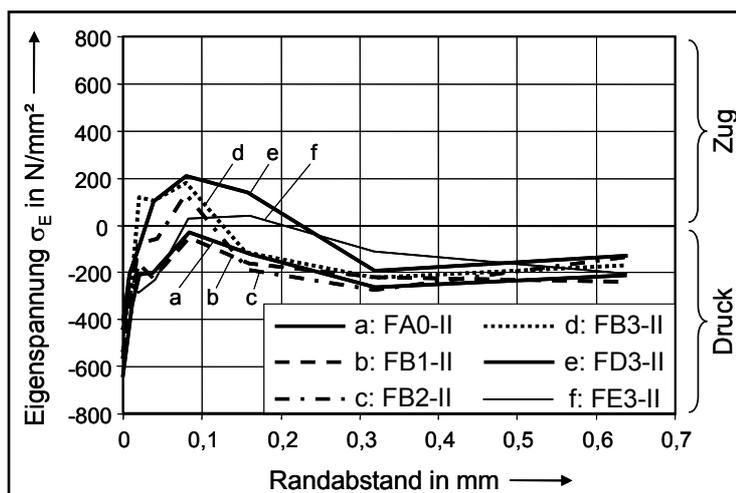


Bild 100 3MA-Messungen, Eigenspannungstiefenverläufe der teilwälggeschliffenen Prüfvarianten (Verzahnung II) nach dem Laufversuch

Die Untersuchungen der unterschiedlichen Randzonenzustände nach dem Prüflauf belegen, dass die Kombination von äußerer Wälzbeanspruchung und hohen Zugeigenspannungen zu einer Überschreitung der örtlichen, zyklischen Dehngrenze in der geschädigten Randzone führt. Dadurch kommt es, je stärker die Randzonenbeeinflussung durch das Schleifen ausfällt, zu lokalen Fließvorgängen und Spannungsumlagerungen, die während des Prüflaufes eine Zunahme der Härte und eine Reduzierung hoher Zugeigenspannungen im oberflächennahen, geschädigten Werkstoffbereich bewirken.

Liegt hingegen ein ungeschädigtes bzw. nur leicht beeinflusstes Randzonengefüge mit Druckeigenspannungen vor, so wird die örtliche, zyklische Dehngrenze des Werkstoffes durch die hier im Laufversuch aufgebrauchten äußeren Beanspruchungen nicht erreicht. Bei den entsprechenden Varianten wurden daher auch keine Veränderungen der Randzonenzustände während des Prüflaufes festgestellt.

In diesem Zusammenhang wird darauf hingewiesen, dass die experimentell ermittelte Minderung der Grübchendauerfestigkeit bei Schleifbrand, nicht im Widerspruch mit der beobachteten Verfestigung der geschädigten Randzonen während des Prüflaufes stehen muss. Durch die bei Wälzbeanspruchung hervorgerufenen örtlichen Fließvorgänge nimmt zwar die Härte wieder zu und werden Zugeigenspannungen abgebaut, die dazu notwendigen lokalen plastischen Verformungen, können aber auch eine Rissinitiation in der Randzone und in der Folge eine Grübchenbildung begünstigen.

Durch ergänzende zerstörungsfreie 3MA-Messungen an zwei Prüfritzeln der Variante FD3-II (starker Schleifbrand) in den Inspektionsintervallen während der Prüfläufe wurden die Laufzeiten ermittelt, in denen die festgestellte signifikante Änderung des Eigenspannungszustandes erfolgt. Sind die aus den Messergebnissen gefolgerten, oben angeführten Schlüsse korrekt, so müsste es schon während der ersten Überrollungen durch die örtliche Überschreitung der zyklischen Dehngrenze zu den in [56] und [109] beschriebenen Shakedown- bzw. Einlaufvorgängen in der geschädigten Randzone und damit zu einem Abbau der Zugeigenspannungen innerhalb weniger Lastwechsel kommen.

In **Bild 101** sind die Ergebnisse der hierzu durchgeführten 3MA-Messungen, d.h. die in den einzelnen Inspektionsintervallen gemessenen Eigenspannungstiefenverläufe dargestellt. Die beiden entsprechenden Laufversuche wurden bei unterschiedlicher nomineller Flankenpressung durchgeführt.

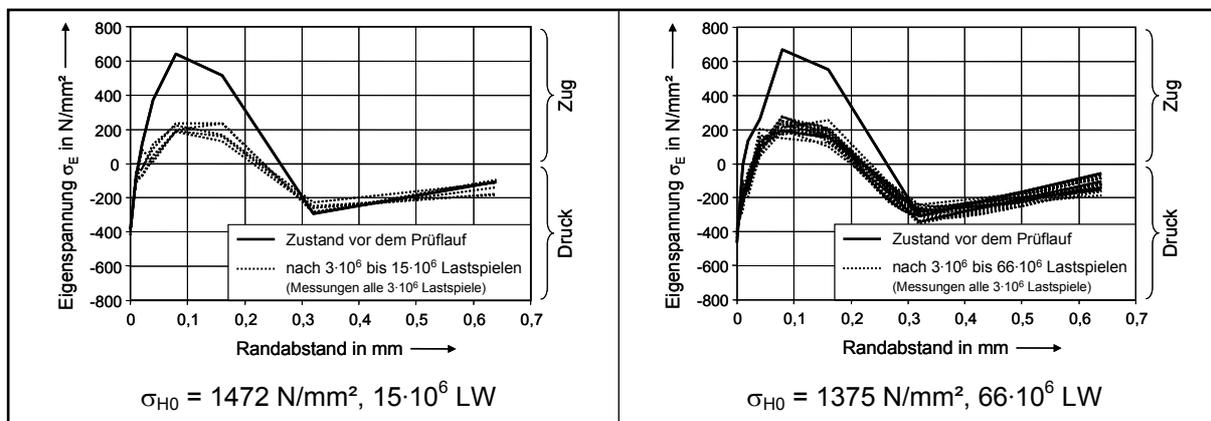


Bild 101 Eigenspannungstiefenverläufe von Prüfritzeln der Variante FD3-II gemessen in den Inspektionsintervallen während eines Prüflaufes (3MA-Messungen)

Die Messergebnisse bestätigen die angestellten theoretischen Überlegungen zum Shakedownprinzip. In beiden Prüfläufen wurde schon nach den ersten $3 \cdot 10^6$ Lastspielen, nach dem ersten Inspektionsintervall, eine signifikante Reduzierung der ursprünglich nach dem Schleifen vorliegenden hohen Zugeigenspannungen festgestellt, die sich dabei unabhängig von der jeweils aufgebrauchten Flankenpressung erwies. Wie die weiteren Messungen in den folgenden Inspektionsintervallen zeigen, stellte sich nach diesem „Einlaufvorgang“ ein stabiler Eigenspannungszustand in der oberflächennahen Randzone ein, der sich bis zum Ausfall des Prüfritzels durch Grübchen nur unwesentlich veränderte.

9 Auswertung, Einordnung und Diskussion der Ergebnisse

9.1 Einordnung der Ergebnisse in den Stand des Wissens

Die experimentell ermittelten, dauerhaft ertragbaren nominellen Zahnflankenpressungen $\sigma_{H0\infty,50\%}$ aller untersuchten Prüfvarianten wurden anhand der in **Abschnitt 6.2.2** angeführten Gleichungen in die Dauerfestigkeitskennwerte $\sigma_{Hlim, Versuch}$ nach DIN 3990 [3] umgerechnet und in das Festigkeitskennfeld derselben Norm eingeordnet (**Bild 102**).

Für die Einordnung der Versuchsergebnisse in das Festigkeitsfeld der DIN wurden die mit Hilfe des 3MA-Systems (nur Verzahnung II, teilwälzgeschliffen) bzw. dem Härteprüfgerät ESATEST vor dem Prüflauf ermittelten Härtewerte als maßgebende Oberflächenhärten herangezogen. Zur Bestimmung der Oberflächenhärte wurde das 3MA-Gerät dabei auch anhand von ESATEST-Härtemessungen kalibriert (siehe **Abschnitt 5.3.2.2**).

Aufgrund der beobachte-

ten Schadensbilder muss die Grübchendauerfestigkeit σ_{Hlim} der Prüfvariante FE2P-II eher der Schleifbrandklasse D und damit der niedrigen Oberflächenhärte des stark angelassenen Flankenbereiches oberhalb der Neuhärtungszone zugeordnet werden.

Betrachtet man die unterschiedlichen Vorgaben der Normen DIN 3990 [3] und ISO 6336 [18], so werden diese in Bezug auf die Werkstoffqualität MQ von den Versuchsergebnissen nicht vollständig bestätigt.

Nach DIN 3990 [3] ist für Zahnräder der Werkstoffqualität MQ jede Randzonenbeeinflussung der Zahnflanken durch Schleifbrand unzulässig. Die internationale Norm [18] lässt für die Qualität MQ hingegen den Zustand FB2 (leichter Schleifbrand auf maximal 25% der aktiven Flanke) zu.

Die durchgeführten Laufversuche belegen für den Randzonenzustand FB2 eine Grübchendauerfestigkeit, die deutlich unterhalb des ausgewiesenen Tragfähigkeitskennwertes für Zahnräder der Werkstoffqualität MQ liegt.

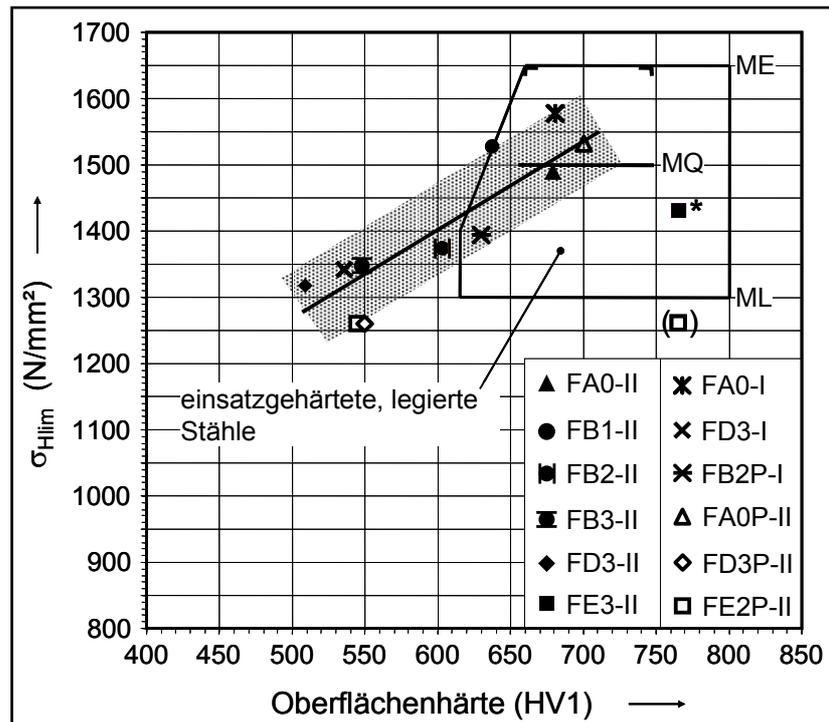


Bild 102 Einordnung der ermittelten Versuchsergebnisse zur Grübchendauerfestigkeit in das Festigkeitsfeld der DIN 3990 [3], Oberflächenhärte mit 3MA-System bzw. ESATEST-Härteprüfer gemessen, *Variante FE3-II: Starke Graufleckenbildung im Dauerlauf

In Bezug auf die Werkstoffqualität ML entsprechen die Versuchsergebnisse dagegen weitgehend den Vorgaben der ISO 6336 [18]. Während in der DIN 3990 [3] für diese Werkstoffqualität keine Vorschriften hinsichtlich der Schleifbrandprüfung und des Randzonenzustandes vorliegen, lässt die ISO-Norm [18] für die Qualität ML den Zustand FB3 (leichter Schleifbrand auf 100% der aktiven Flanke) zu.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass in der vorliegenden Arbeit nur die Referenzvarianten ohne Schleifbrand (Klasse A) sowie die Variante FB1 (leichter Schleifbrand auf 10% der aktiven Flanke) die in den Normen [3] und [18] ausgewiesene Flankentragfähigkeit für Zahnräder der Werkstoffqualität MQ erreichen. Alle weiteren Prüfvarianten weisen eine geringere Grübchendauerfestigkeit auf, wobei die Flankentragfähigkeit im Allgemeinen mit zunehmender Randzonenschädigung abnimmt.

Anhand der in **Bild 102** dargestellten Versuchsergebnisse wird vorgeschlagen, die in den Normen DIN 3990 [3] und ISO 6336 [18] angegebenen, unterschiedlichen Anforderungen bezüglich Schleifbrand für die Werkstoffqualitäten ME, MQ und ML folgendermaßen zu ergänzen bzw. abzuändern:

Qualität ME: Schleifbrand nicht zulässig.

Qualität MQ: nur **Schleifbrandzustand FB1**, d.h. leichter Schleifbrand auf < 10% der Zahnflanke zulässig; stärkere bzw. größere Randzonenbeeinflussung unzulässig.

Qualität ML: Randzonenbeeinflussung **bis Schleifbrandzustand FB3**, d.h. leichter Schleifbrand auf 100% der Zahnflanke zulässig.

In **Bild 102** ist außerdem die Korrelation zwischen den gemessenen Oberflächenhärtewerten im schleifbrandgeschädigten Zahnflankenbereich und der resultierenden Grübchentragfähigkeit zu erkennen. Schließt man die Prüfvariante FE3-II mit Neuhärtung auf 100% der Flanke aus und ordnet die Flankentragfähigkeit der Variante FE2P-II der Schleifbrandklasse D mit geringer Oberflächenhärte zu, so ergibt sich innerhalb gewisser Versuchsstreuungen ein linearer Zusammenhang zwischen der Minderung der Oberflächenhärte durch Schleifbrand und der jeweiligen Grübchendauerfestigkeit.

9.2 Korrelationen zwischen den Randzonenkennwerten und der Flankentragfähigkeit

Zur Auswertung der experimentellen Versuchsergebnisse zur Grübchendauerfestigkeit wurden in umfangreichen theoretischen Untersuchungen verschiedene Korrelationen zwischen den ermittelten Randzonenkennwerten und der resultierenden Flankentragfähigkeit der unterschiedlichen Prüfvarianten analysiert und bewertet. Betrachtet wurden dabei zunächst die Ätzbilder aber auch Randzonenkennwerte wie Härte, Eigenspannungen und Restaustenitgehalte in unterschiedlichen Werkstofftie-

fen, die an den Prüfvarianten vor der Durchführung der Laufversuche ermittelt wurden.

9.2.1 Korrelation zwischen der Nitalätzung und der Flankentragfähigkeit

In **Bild 103** sind die anhand der Nitalätzung nach [19] erstellten Ätzbilder der unterschiedlichen Prüfvarianten unabhängig von der Verzahnungsgeometrie (I/II) und dem Schleifverfahren (Teilwälz-/Profilformschleifen) den entsprechenden experimentell ermittelten Grübchendauerfestigkeiten $\sigma_{Hlim, Versuch}$ gegenübergestellt. Es ist ersichtlich, dass ein direkter Zusammenhang zwischen der zunehmenden Randzonenbeeinflussung durch Schleifbrand, die im Ätzbild durch dunklere und größere Anlasszonen erkennbar wird und der jeweiligen Flankentragfähigkeit besteht.

Je ausgeprägter der Anlasseffekt auf der Zahnflanke nach der Nitalätzung erscheint, desto geringer resultiert die im Laufversuch ermittelte Grübchendauerfestigkeit. Ein Nachteil bei der Zuordnung des Ätzbefundes zu einer bestimmten Flankentragfähigkeit wird in **Bild**

Schleifbrandzustand	Ätzbilder	Flächenanteil	Grübchendauerfestigkeit $\sigma_{Hlim, Versuch}$ (N/mm ²)
FA0		0%	1490, 1580, 1532
FB1		≤ 10%	1562
FB2		10 – 25%	1373, 1393
FB3		> 25%	1346
FD3		> 25%	1316, 1341, 1260
FE2, 3		10 – 25%, > 25%	1260, 1430

Bild 103 anhand des **Bild 103** Korrelation zwischen Nitalätzung und Flankentragfähigkeit Schleifbrandzustand-

des FD3 ersichtlich. Die Grübchendauerfestigkeit der entsprechenden Prüfvarianten variiert zwischen 1260 und 1341 N/mm², d.h. um rund 6,4%, obwohl bei allen Varianten im Bereich der Fußflanken (Ort des Schadensgeschehens) laut Ätzbefund ähnlich stark ausgeprägte Anlasszonen vorliegen. Da mit der Nitalätzung der Werkstoffzustand nur direkt an der Oberfläche erfasst wird, können mit diesem Prüfverfahren Unterschiede in der Tiefenwirkung der Randzonenschädigung, die sich auf die Flankentragfähigkeit auswirken können (siehe **Abschnitt 7.1.1.2**, profilformgeschliffene Varianten), nicht festgestellt werden.

Die deutlich unterschiedlichen Dauerfestigkeitswerte der Varianten, die dem Schleifbrandzustand E (Neuhärtung) zugeordnet wurden, erklärt sich durch die Tatsache, dass bei der Prüfvariante FE2P-II die Flankenschäden nicht in der Neuhärtungszone, sondern oberhalb dieser im stark angelassenen Flankenbereich (Klasse D) auftraten.

9.2.2 Korrelationen zwischen der Änderung einzelner Randzonenkennwerte und der Flankentragfähigkeit

In **Bild 104** sind am Beispiel der Prüfvarianten FA0-II (Referenz) und FD3-II die Änderungen der Randzonenhärte in unterschiedlichen Werkstofftiefen, d.h. an der Oberfläche sowie in 0,1 und 0,2 mm Randabstand dargestellt, die im Folgenden den ermittelten Grübchendauerfestigkeiten gegenübergestellt werden. Für die Korrelationen zwischen den Randzonenkennwerten und der Flankentragfähigkeit werden damit nicht Absolutwerte, sondern die Änderungen der einzelnen Randzonenhärte ΔOH , $\Delta HV_{0,1}$ und $\Delta HV_{0,2}$ im Vergleich zu den schleifbrandfreien Referenzvarianten der Klasse A herangezogen. Diese werden auch nicht direkt der experimentell ermittelten Grübchendauerfestigkeit $\sigma_{Hlim,exp}$, sondern den relativen Tragfähigkeitskennwerten $\sigma_{Hlim,exp}/\sigma_{Hlim,exp,Referenz}$, die auf den schleifbrandfreien Referenzzustand bezogen sind, gegenübergestellt.

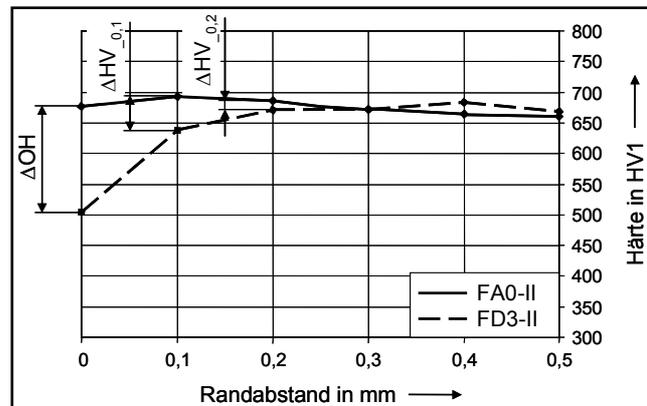


Bild 104 Änderung der Randzonenhärte an der Oberfläche sowie in 0,1 und 0,2 mm Werkstofftiefe

Wie beispielhaft an den Varianten FA0-II und FD3-II in **Bild 104** gezeigt, ergibt sich durch die Randzonenbeeinflussung beim Schleifen die größte Änderung der Härte im Vergleich zur Referenzvariante an der Flankenoberfläche.

Dementsprechend besteht eine gute Korrelation zwischen der Änderung der Oberflächenhärte und der relativen Grübchentragfähigkeit (**Bild 105**). Bleiben die Versuchsergebnisse der Prüfvarianten FB1-II, bei der keine Minderung der Grübchendauerfestigkeit festgestellt wurde, sowie die der Variante FE3-II, bei der vermehrt Graufleckenbildung im Dauerlauf beobachtet

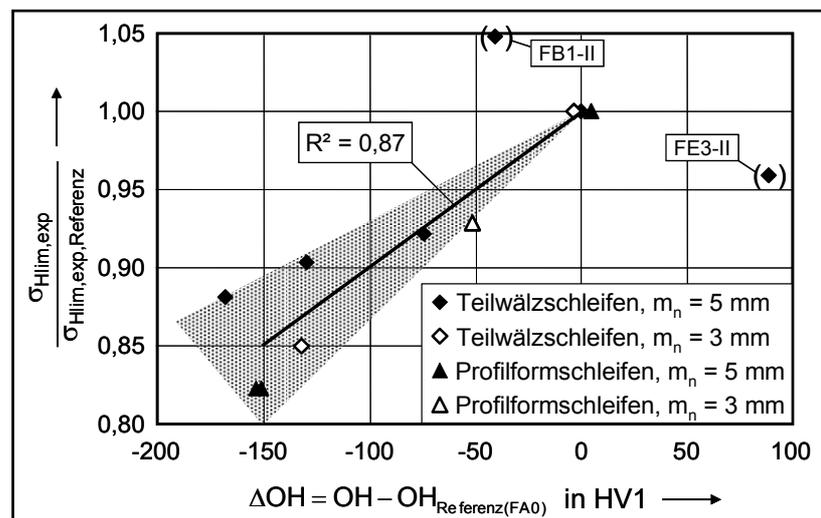


Bild 105 Korrelation zwischen der Änderung der Oberflächenhärte und der Flankentragfähigkeit

wurde, unberücksichtigt, so ergibt sich der in **Bild 105** dargestellte lineare Zusammenhang mit einem Bestimmtheitsmaß $R^2 = 0,87$ zwischen der Änderung (Abnahme) der Oberflächenhärte durch Schleifbrand und der relativen Grübchentragfähigkeit.

In den Werkstofftiefen 0,1 mm und 0,2 mm, aber auch in größeren Abständen von der Oberfläche fallen die Änderungen der Randzonenhärte gegenüber dem schleifbrandfreien Referenzzustand deutlich geringer aus bzw. liegen im Bereich der Messstreuungen.

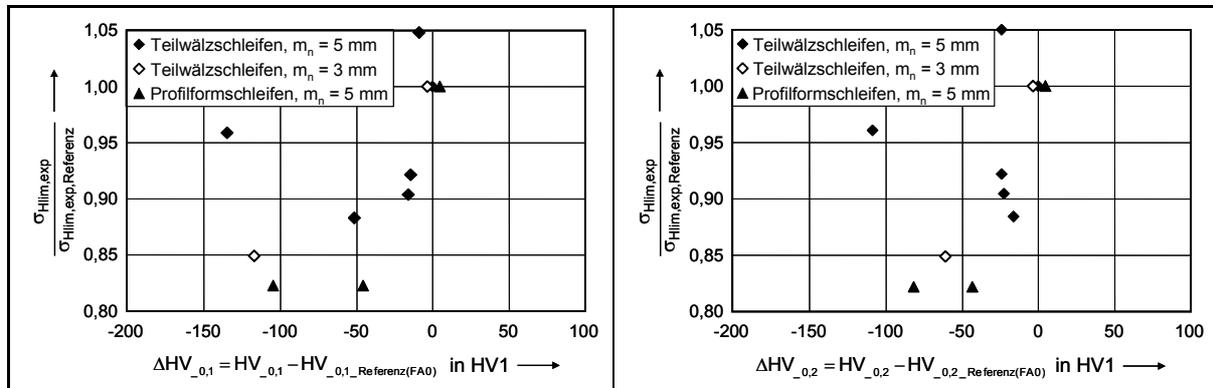


Bild 106 Vergleich der Änderung der Randzonenhärte in 0,1 mm und 0,2 mm Werkstofftiefe mit der Flankentragfähigkeit

Aus diesem Grund lässt sich, wie in **Bild 106** dargestellt, anhand dieser Kennwerte kein sinnvoller mathematischer Zusammenhang ableiten, der eine eindeutige Aussage zur Flankentragfähigkeit in Abhängigkeit des vorliegenden Randzonenzustandes ermöglicht.

Zwei weitere Randzonenkennwerte, die im Rahmen der theoretischen Untersuchungen den ermittelten Grübchendauerfestigkeiten gegenübergestellt wurden, werden am Beispiel der Eigenspannungstiefenverläufe der Varianten FA0-II und FD3-II in **Bild 107** definiert. Es handelt sich um die Änderung der Oberflächeneigenspannung $\Delta\sigma_{E,0,00}$ sowie des Eigenspannungsmaximums $\Delta\sigma_{E,max}$ aufgrund der Randzonenbeeinflussung beim Schleifen im Vergleich zur Referenzvariante.

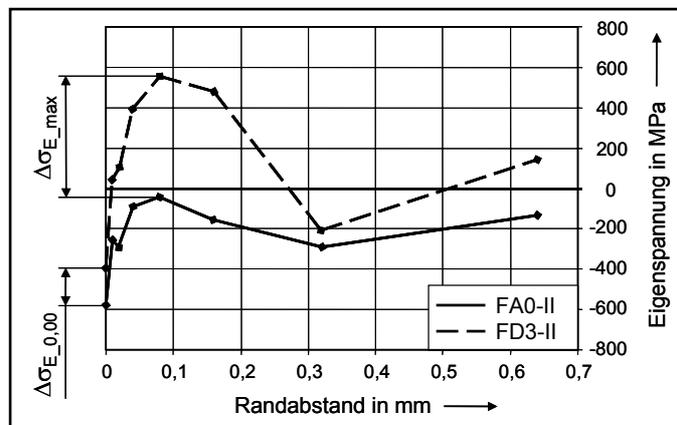


Bild 107 Änderung der Oberflächeneigenspannung und des Eigenspannungsmaximums

Bild 108 zeigt die Zuordnung der Eigenspannungsänderung an der Oberfläche $\Delta\sigma_{E,0,00}$ zu den entsprechenden relativen Grübchendauerfestigkeitswerten. Wie bereits in **Abschnitt 5.2.2**, **Bild 48** dokumentiert, wurden die nach der Wärmebehandlung an der Flankenoberfläche vorliegenden Druckeigenspannungen durch eine Randzonenschädigung beim Schleifen insgesamt nur leicht in Richtung Zugeigenspannungen abgebaut. Deutliche Unterschiede der Oberflächeneigenspannungen im Vergleich zum schleifbrandfreien Referenzzustand ergaben sich lediglich bei einer sehr starken Randzonenbeeinflussung. Dieser Sachverhalt erklärt die in **Bild 108** dargestellte unzureichende Korrelation zwischen der Änderung der

Oberflächeneigenspannung und der relativen Grübchentragsfähigkeit. Es ist zwar eine tendenzielle Grundgesetzmäßigkeit zu erkennen, bei einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,65$ eignet sich die Änderung der Oberflächeneigenspannung jedoch kaum zur Formulierung eindeutiger mathematischer Zusammenhänge in Bezug auf die resultierende Flankentragsfähigkeit. Betrachtet man hingegen die

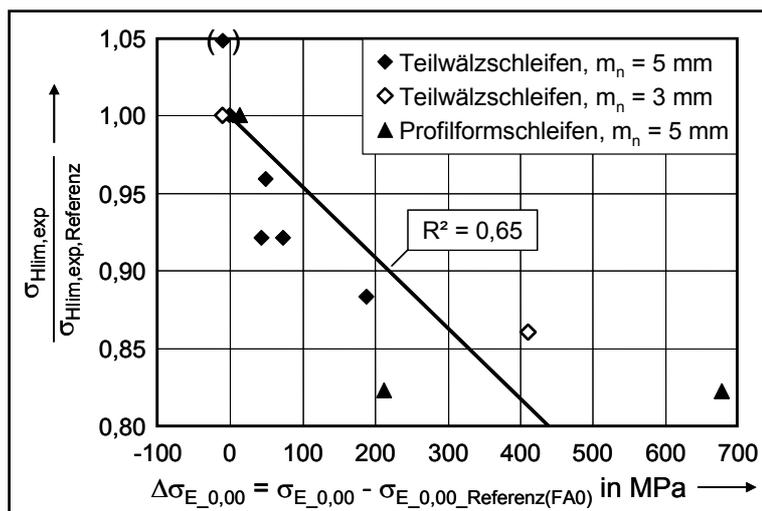


Bild 108 Korrelation zwischen der Änderung der Oberflächeneigenspannung und der Flankentragsfähigkeit

Änderung des Eigenspannungsmaximums gegenüber dem schleifbrandfreien Referenzzustand, so lässt sich daraus eine sehr gute Korrelation zu den ermittelten Grübchendauerfestigkeitswerten ableiten.

In **Bild 109** ist der entsprechende lineare Zusammenhang zwischen der Änderung des Eigenspannungsmaximums und der relativen Grübchentragsfähigkeit dargestellt. Anhand des hohen Bestimmtheitsmaßes von $R^2 = 0,90$ ist die gute Korrelation zwischen den betrachteten Randzonenkennwerten und der Flankentragsfähigkeit ersichtlich.

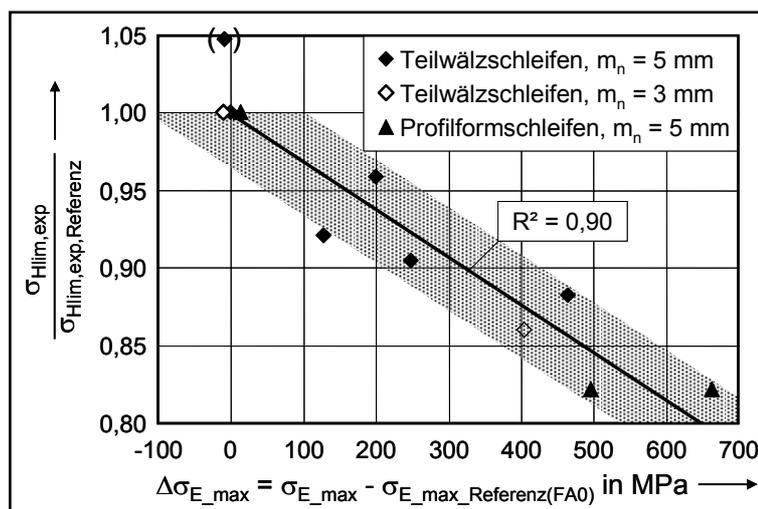


Bild 109 Korrelation zwischen der Änderung des Eigenspannungsmaximums und der Flankentragsfähigkeit

Die Bestimmung der maximalen

Eigenspannungsänderungen der einzelnen Prüfvarianten erfolgte dabei in den entsprechenden Werkstofftiefen, in den die jeweiligen Maxima gemessen wurden. Wie die Dokumentation der Eigenspannungszustände nach der Hartfeinbearbeitung in den **Abschnitten 5.2.2 und 5.3.2.3** belegen, lagen die größten Unterschiede in den Eigenspannungen im Vergleich zur Referenzvariante bei fast allen Varianten (Ausnahme FE3-II) in einem Tiefenbereich von 0,04 bis 0,08 mm vor.

Eine weitere Kenngröße der schleifbrandgeschädigten Randzone, die im Rahmen der vorliegenden Arbeit an den unterschiedlichen Prüfvarianten mit Hilfe des Rollscan-Gerätes ermittelt wurde, ist das sogenannte magnetische Barkhausenrauschen (siehe **Abschnitt 5.3.3**). Vergleicht man die Änderung des Barkhausenrauschens gegenüber dem schleifbrandfreien Referenzzustand mit der jeweiligen

Flankentragfähigkeit der untersuchten Prüfvarianten, so ergibt sich die in **Bild 110** dargestellte Korrelation. Bleibt der Randzonenzustand mit Neuhärtung (FE3-II), bei dem der Barkhausenrauschpegel erfahrungsgemäß abnimmt, unberücksichtigt, so ergibt sich eine gute Korrelation ($R^2 = 0,97$) zwischen der Zunahme des Barkhausenrauschens und der Minderung der Flankentragfähigkeit durch die Schleifbrandschädigung.

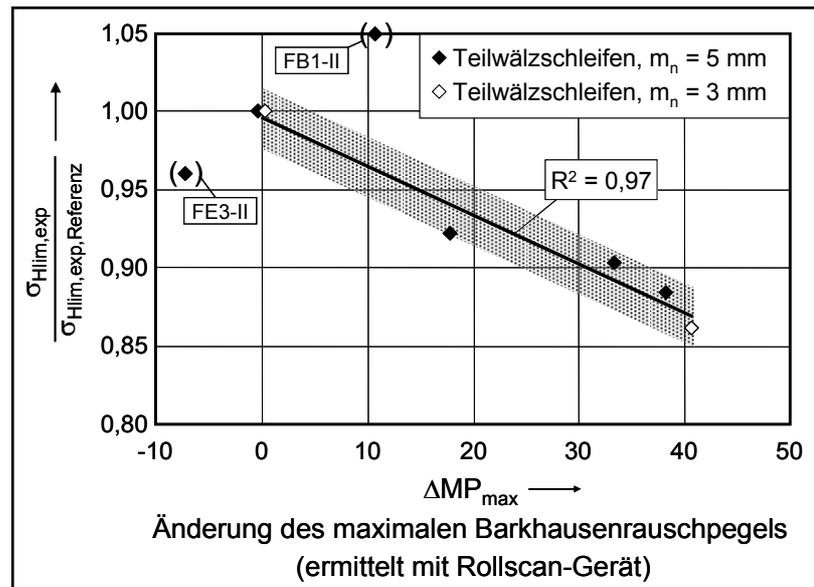


Bild 110 Korrelation zwischen der Änderung des Barkhausenrauschens und der relativen Grübchentragfähigkeit

Allerdings wird darauf hingewiesen, dass die Ergebnisse der Rollscan-Messung und damit die ermittelten Änderungen des Barkhausenrauschens von der jeweiligen Benutzerkalibrierung abhängen und es bisher keine standardisierten Vorschriften zu den Geräteeinstellungen und Messbedingungen für diese Prüfmethode gibt.

Außerdem ist zu beachten, dass der in **Bild 110** dargestellte Zusammenhang zwischen der Änderung des Barkhausenrauschens und der Grübchentragfähigkeit nur für die Rollscan-Messungen an den teilwälzgeschliffenen Prüfvarianten gilt. Die Rollscan-Messungen an den profilformgeschliffenen Prüfvarianten ergaben bei der im Rahmen der vorliegenden Arbeit verwendeten Gerätekalibrierung deutlich geringere Unterschiede in den Barkhausenrauschpegeln. Ähnlich wie beim 3MA-System liegt scheinbar auch bei diesem mikromagnetischen Prüfverfahren ein Einfluss des Schleifverfahrens vor, was eine Neukalibrierung an entsprechend gefertigten Referenzrädern erforderlich machen würde.

Damit ergibt sich im Einzelfall zwar eine sehr gute Korrelation zwischen der Änderung des Barkhausenrauschens und der Grübchentragfähigkeit, eine Verallgemeinerung des, in **Bild 110** dargestellten, Zusammenhanges ist jedoch nicht gegeben.

9.2.3 Korrelationen zwischen der Änderung integraler Randzonenkennwerte und der Flankentragfähigkeit

Weiter verbesserte Korrelationen zwischen den messtechnisch erfassten Randzonenkennwerten und der jeweiligen Grübchentragfähigkeit sind zu erwarten, wenn sowohl der Betrag als auch die Tiefenwirkung der gemessenen Härte- und Eigenspannungstiefenverläufe und damit die Stützwirkung unterschiedlich stark geschädigter Randzonenbereiche gleichzeitig berücksichtigt werden. Dies erfolgt im Folgenden

durch eine entsprechende integrale Mittelung der gemessenen Kennwerte über festgelegte Werkstoffbereiche, in denen sich die Randzonenzustände der unterschiedlichen Varianten signifikant voneinander unterscheiden. Gleichung (10) beschreibt allgemein die Bestimmung eines integralen Randzonenmittelwertes $\overline{y_{\text{int}_{x_n}}}$ nach dem Mittelwertsatz der Integralrechnung:

$$\overline{y_{\text{int}_{x_n}}} = \frac{1}{x_n} \cdot \sum_{i=1}^{n-1} \frac{y_{i+1} + y_i}{2} \cdot (x_{i+1} - x_i) \quad (10)$$

Dabei ist x_n der maximale Abstand von der Flankenoberfläche (in mm) bis zu dem die integrale Mittelung der in den Punkten i gemessenen Randzonenkennwerte y_i erfolgt.

Die Änderung eines integralen Randzonenkennwertes $\overline{\Delta y_{\text{int}_{x_n}}}$ bezogen auf den schleifbrandfreien Referenzzustand wird nach Gleichung (11) berechnet.

$$\overline{\Delta y_{\text{int}_{x_n}}} = \overline{y_{\text{int}_{x_n}}} - \overline{y_{\text{int}_{x_n} \text{ Referenz (FA0)}}} \quad (11)$$

In **Bild 111** und **Bild 112** wird zunächst am Beispiel der Varianten FA0-II und FD3-II exemplarisch dargestellt, wie im Rahmen der hier durchgeführten Auswertung die integrale Randzonenhärte $\overline{HV_{\text{int}_{0,3}}}$ und der integrale Eigenspannungsmittelwert $\overline{ES_{\text{int}_{0,32}}}$ der unterschiedlichen Prüfvarianten bestimmt wurde.

Wie aus **Bild 111** und **Bild 112** ersichtlich, wurden für die Bestimmung der integralen Randzonenkennwerte jeweils die Messwerte bis in die Werkstofftiefen $x_n = 0,3$ bzw. $0,32$ mm berücksichtigt und näherungsweise eine lineare Funktion zwischen den einzelnen Messpunkten angenommen. Die zur integralen Mittelung gewählten Werkstofftiefen erwiesen sich bezüglich der un-

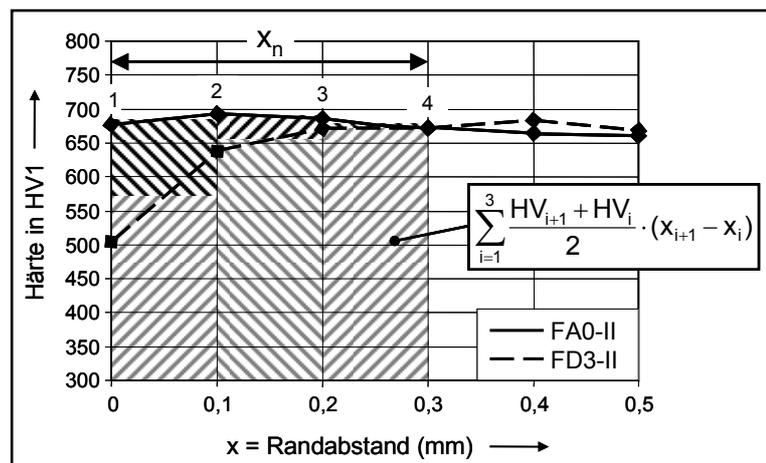


Bild 111 Bestimmung der integralen Randzonenhärte

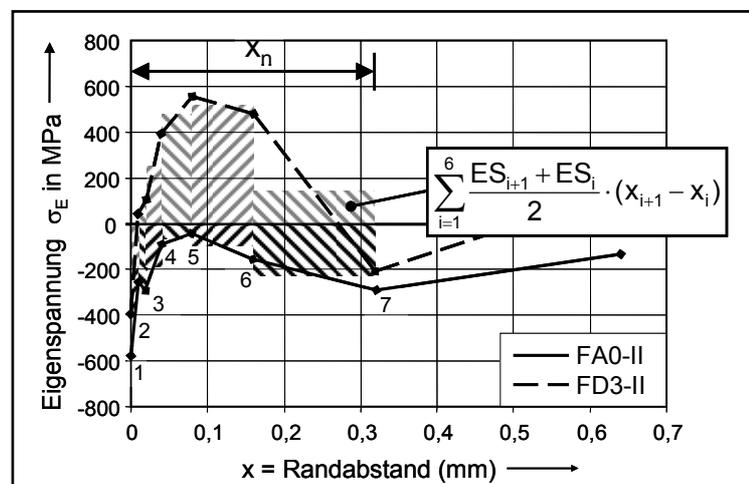


Bild 112 Bestimmung des integralen Eigenspannungsmittelwertes

terschiedlichen Randzonenzustände für die hier untersuchten Prüfvarianten als maßgebend.

Nach der oben angeführten, allgemeinen Definition wurden damit zur Bestimmung der hier verwendeten integralen Randzonenmittelwerte $\overline{HV}_{int_0,3}$ und $\overline{ES}_{int_0,32}$ sowie deren Änderung im Vergleich zum schleifbrandfreien Referenzzustand (FA0) die folgenden Gleichungen (12) und (13) verwendet:

$$\overline{HV}_{int_0,3} = \frac{1}{0,3} \cdot \sum_{i=1}^3 \frac{HV_{i+1} + HV_i}{2} \cdot (x_{i+1} - x_i) \quad (12)$$

$$\overline{ES}_{int_0,32} = \frac{1}{0,32} \cdot \sum_{i=1}^6 \frac{\sigma_{E_{i+1}} + \sigma_{E_i}}{2} \cdot (x_{i+1} - x_i)$$

$$\Delta \overline{HV}_{int_0,3} = \overline{HV}_{int_0,3} - \overline{HV}_{int_0,3_Referenz(FA0)} \quad (13)$$

$$\Delta \overline{ES}_{int_0,32} = \overline{ES}_{int_0,32} - \overline{ES}_{int_0,32_Referenz(FA0)}$$

In **Bild 113** ist die Korrelation zwischen der Änderung des integralen Härtemittelwertes $\Delta \overline{HV}_{int_0,3}$ gegenüber dem schleifbrandfreien Referenzzustand und der entsprechenden relativen Grübchendauerfestigkeit dargestellt.

Bleibt die Variante FB1-II, bei der keine Minderung der Flankentragfähigkeit ermittelt wurde unberücksichtigt, so ergibt sich ein

linearer Zusammenhang mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,90$ zwischen der Änderung der integralen Randzonenhärte und der Flankentragfähigkeit. Anhand dieses Zusammenhanges lässt sich der Faktor $Z_{S,HV}$ definieren, der eine Bestimmung der relativen Flankentragfähigkeit in Abhängigkeit der Änderung des integralen Härtemittelwertes durch Schleifbrand ermöglicht und nach Gleichung (14) berechnet werden kann.

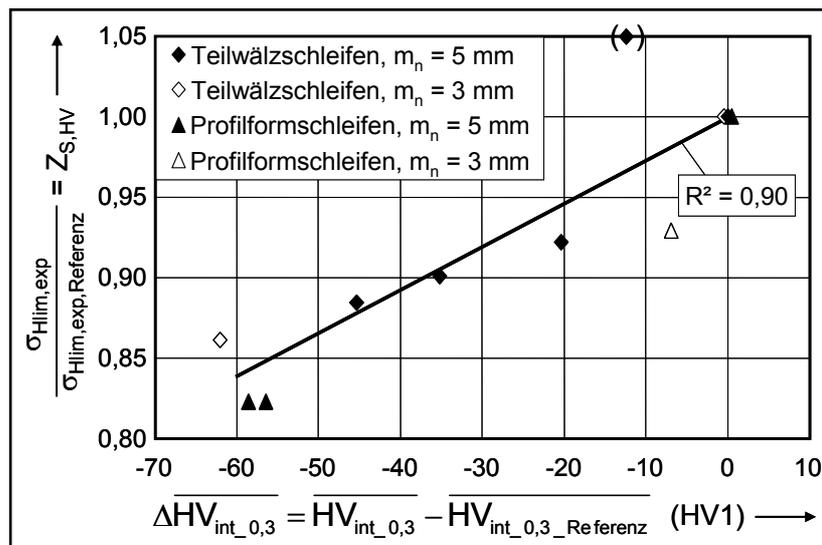


Bild 113 Korrelation zwischen der Änderung des integralen Härtemittelwertes und der relativen Grübchendauerfestigkeit

$$Z_{S,HV} = \frac{\sigma_{Hlim}}{\sigma_{Hlim,Referenz(FA0)}} = 1 + \frac{1,68 \cdot \overline{\Delta HV}_{int_0,3}}{621} \quad (14)$$

In **Bild 114** werden die Änderungen der integralen Eigenspannungsmittelwerte der einzelnen Prüfvarianten gegenüber dem Referenzzustand den ermittelten relativen Grübchendauerfestigkeitswerten gegenübergestellt. Auch hier lässt sich ein linearer Zusammenhang mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,91$ zwischen der

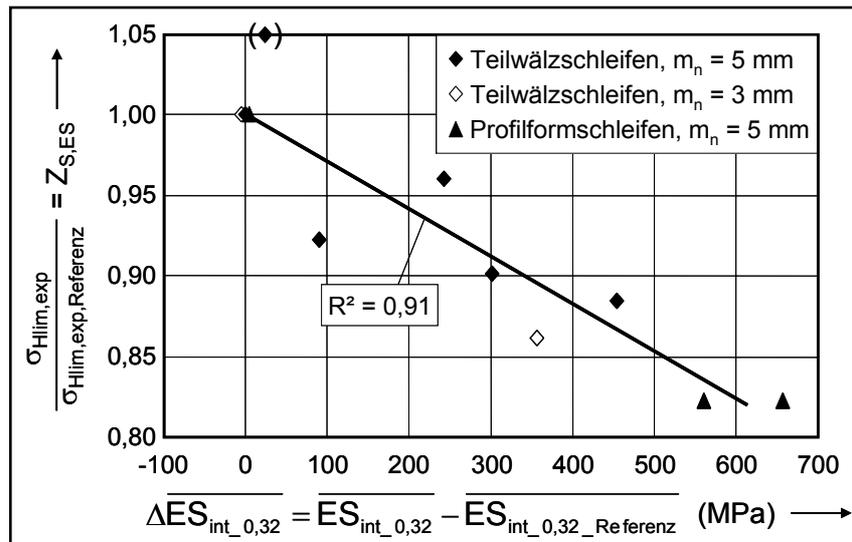


Bild 114 Korrelation zwischen der Änderung des integralen Härtemittelwertes und der relativen Grübchendauerfestigkeit

Randzonenkenngröße und der jeweiligen Flankentragfähigkeit ableiten, der zur Definition des Faktors $Z_{S,ES}$ führt. Mit Hilfe dieses Faktors lässt sich nach Gleichung (15) die relative Grübchendauerfestigkeit in Abhängigkeit der Änderung des integralen Eigenspannungsmittelwertes aufgrund einer Randzonenbeeinflussung beim Schleifen bestimmen.

$$Z_{S,ES} = \frac{\sigma_{Hlim}}{\sigma_{Hlim,Referenz(FA0)}} = 1 - \frac{1,91 \cdot \overline{\Delta ES_{int_0,32}}}{6575} \quad (15)$$

Fasst man die nach den Gleichungen (14) und (15) definierten Faktoren $Z_{S,HV}$ und $Z_{S,ES}$ mathematisch zusammen, so können zur Bestimmung der resultierenden Flankentragfähigkeit die Einflüsse beider Randzonenkenngrößen (Härte und Eigenspannung) gleichzeitig berücksichtigt werden. Die mathematische Zusammenfassung der Einflussfaktoren $Z_{S,HV}$ und $Z_{S,ES}$ erfolgt dabei durch eine Multiplikation mit entsprechende Gewichtungsexponenten nach Gleichung (16).

$$Z_{S,HV}^h \cdot Z_{S,ES}^e = \left(\frac{\sigma_{Hlim}}{\sigma_{Hlim,Referenz}} \right)_{\text{berechnet}} \quad (16)$$

$$h = 0,50, \quad e = 0,50$$

In **Bild 116** wird die anhand der Änderung des integralen Härte- und Eigenspannungsmittelwertes über die Faktoren $Z_{S,HV}$ und $Z_{S,ES}$ berechnete relative Flankentragfähigkeit den experimentellen Versuchsergebnissen gegenübergestellt.

Wie der Vergleich zeigt, kann durch die gleichzeitige Berücksichtigung von beiden integralen Randzonenkennwerten bzw. deren Änderung im Vergleich zum Referenzzustand die relative Zahnflankentragfähigkeit bei einer vorliegenden Randzonenbeeinflussung durch Schleifbrand mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,96$ bestimmt werden.

Die Bestimmung der relativen Flankentragfähigkeit in Abhängigkeit der Änderung der integralen Randzonenkennwerte (Härte und Eigenspannung) bei einer Schleifbrandschädigung kann ebenfalls graphisch mit Hilfe des in **Bild 115** dargestellten Nomogramms erfolgen.

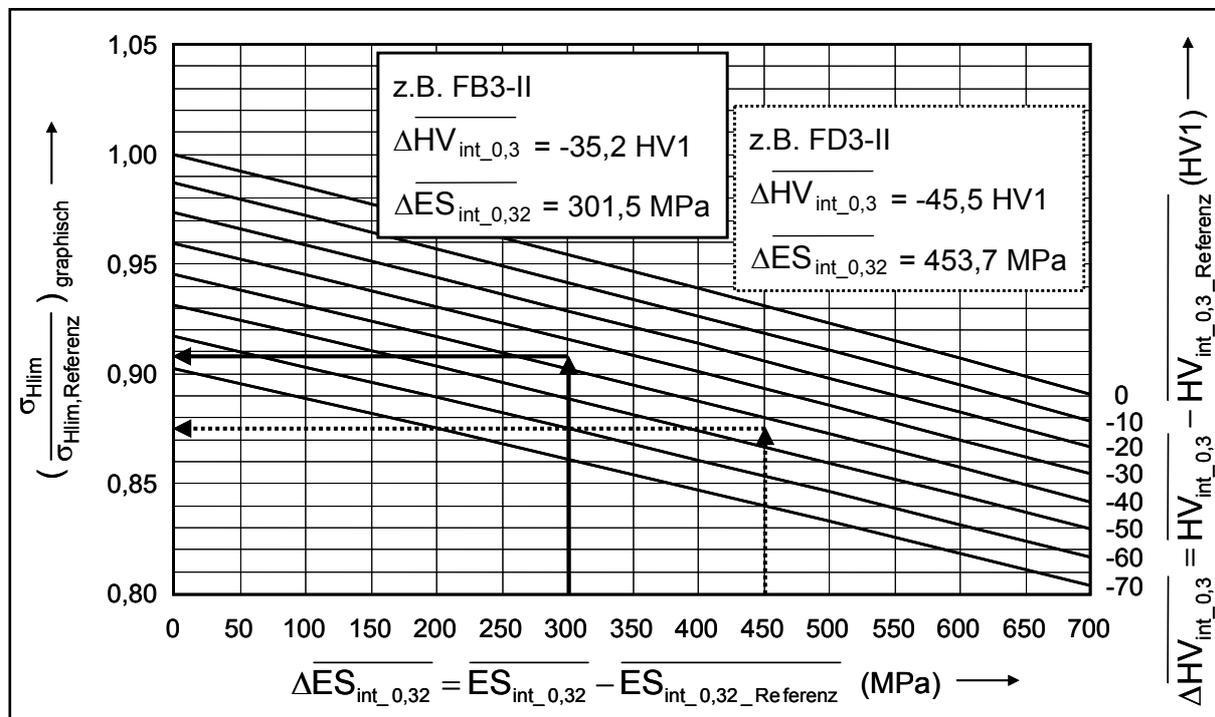
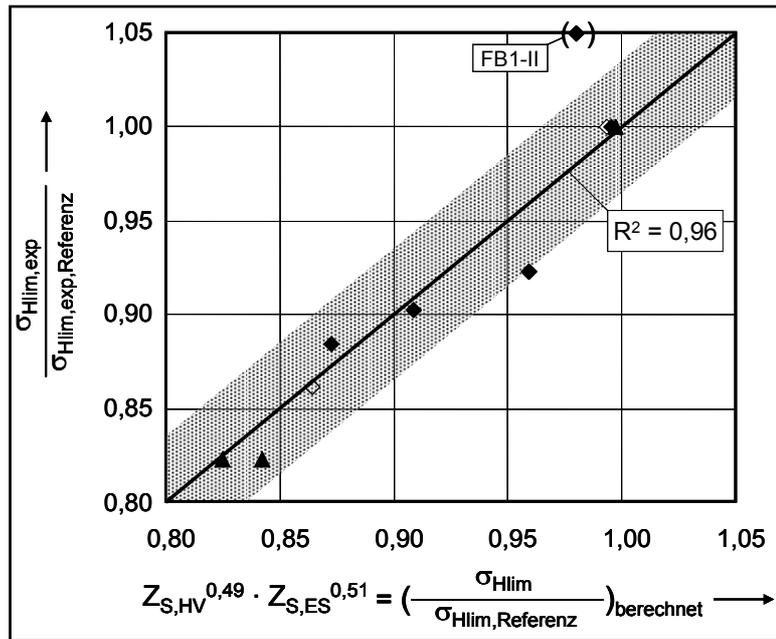


Bild 115 Nomogramm zur Bestimmung der relativen Flankentragfähigkeit in Abhängigkeit der Änderung des integralen Härte- und Eigenspannungsmittelwertes aufgrund einer Randzonenbeeinflussung beim Schleifen

Bild 115 zeigt die graphische Ermittlung der relativen Grübchendauerfestigkeit am Beispiel der Varianten FB3-II und FD3-II. Anhand der Härte- und Eigenspannungstie-

fenverläufe dieser beiden Varianten, die mit Hilfe des 3MA-Systems gemessen wurden, ergeben sich die folgenden Änderungen der integralen Randzonenmittelwerte im Vergleich zur schleifbrandfreien Referenz.

Variante FB3-II:

$$\overline{\Delta HV_{int_0,3}} = \overline{HV_{int_0,3}} - \overline{HV_{int_0,3_Referenz(FA0)}} = 644,1 \text{ HV1} - 679,3 \text{ HV1} = -35,2 \text{ HV1}$$

$$\overline{\Delta ES_{int_0,32}} = \overline{ES_{int_0,32}} - \overline{ES_{int_0,32_Referenz(FA0)}} = 117,3 \text{ N/mm}^2 - (-184,2) \text{ N/mm}^2 = 301,5 \text{ N/mm}^2$$

Variante FD3-II:

$$\overline{\Delta HV_{int_0,3}} = \overline{HV_{int_0,3}} - \overline{HV_{int_0,3_Referenz(FA0)}} = 633,8 \text{ HV1} - 679,3 \text{ HV1} = -45,5 \text{ HV1}$$

$$\overline{\Delta ES_{int_0,32}} = \overline{ES_{int_0,32}} - \overline{ES_{int_0,32_Referenz(FA0)}} = 117,3 \text{ N/mm}^2 - (-184,2) \text{ N/mm}^2 = 453,7 \text{ N/mm}^2$$

Durch entsprechendes Ablesen im Normogramm ergeben sich damit die relativen Grübchendauerfestigkeiten $\sigma_{Hlim}/\sigma_{Hlim,Referenz} = 0,91$ (FB3-II) bzw. $0,88$ (FD3-II), die gut mit den experimentellen Versuchsergebnissen übereinstimmen.

Unter Berücksichtigung der allgemeinen Definition von integralen Randzonenmittelwerten und deren Änderung im Vergleich zum Referenzzustand (siehe Gleichungen (10) und (11)) wurden auch die röntgenographisch ermittelten Restaustenittiefenverläufe der unterschiedlichen Prüfvarianten bis in eine Werkstofftiefe von 0,32 mm analysiert. Dabei wurde die Änderung der mittleren, integralen Restaustenitgehalte $\overline{\Delta RA_{int_0,32}}$ bei verschieden starker Randzonenbeeinflussung mit Hilfe der Gleichungen (17) und (18) berechnet.

$$\overline{RA_{int_0,32}} = \frac{1}{0,32} \cdot \sum_{i=1}^6 \frac{RA_{i+1} + RA_i}{2} \cdot (x_{i+1} - x_i) \quad (17)$$

$$\overline{\Delta RA_{int_0,32}} = \overline{RA_{int_0,32}} - \overline{RA_{int_0,32_Referenz(FA0)}} \quad (18)$$

In **Bild 117** sind die Änderungen der mittleren, integralen Restaustenitgehalte $\overline{\Delta RA_{int_0,32}}$ den entsprechenden experimentell ermittelten relativen Grübchendauerfestigkeitswerten gegenübergestellt.

Da es bei einer Schleifbrandschädigung sowohl zu einem Abbau des Restaustenitgehaltes in der Randzone als auch zu einer Minderung der Grübchendauerfestigkeit kommt, ist in **Bild 117** ein tendenzieller Zusammenhang zwischen der Änderung des hier betrachteten integralen Randzonenkennwertes und der

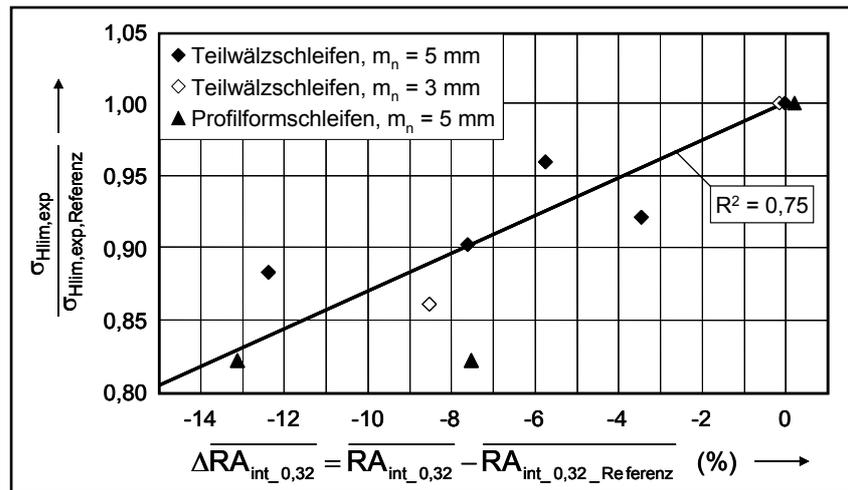


Bild 117 Korrelation zwischen der Änderung des mittleren, integralen Restaustenitgehaltes und der relativen Grübchendauerfestigkeit

relativen Flankentragfähigkeit zu erkennen. Aufgrund der relativ großen Streuungen, die durch ein geringes Bestimmtheitsmaßes von $R^2 = 0,75$ numerisch beschrieben werden, kann durch die Berücksichtigung dieses Randzonenkennwertes (Restaustenitgehalt) jedoch keine Verbesserung der Aussagegenauigkeit bei der Bestimmung der Grübchendauerfestigkeit erzielt werden.

9.3 Vorschlag zur Berücksichtigung des Randzonenzustandes im Tragfähigkeitsnachweis nach DIN 3990 [3]/ISO 6336 [18]

Anhand der experimentell ermittelten Grübchendauerfestigkeitswerte und den Ergebnissen der in **Abschnitt 9.2** beschriebenen Auswertungen, wurde ein Vorschlag zur Berücksichtigung des Randzonenzustandes bei der Berechnung der Flankentragfähigkeit nach DIN 3990 [3] bzw. ISO 6336 [18] erarbeitet.

Danach kann die in DIN 3990 / ISO 6336, Methode B angeführte Gleichung (19) zur Berechnung der zulässigen Flankenpressung σ_{HP} um den sogenannten Randzonenfaktor Z_S erweitert werden.

$$\sigma_{HP} = \frac{\sigma_{Hlim}(MQ) \cdot Z_{NT}}{S_{Hmin}} \cdot Z_L \cdot Z_V \cdot Z_R \cdot Z_W \cdot Z_X \cdot Z_S \quad (19)$$

Randzonenfaktor
Index S ... Surface

Der Randzonenfaktor Z_S berücksichtigt dabei per Definition die mögliche Minderung der Grübchentragfähigkeit eines einsatzgehärteten Zahnrades aufgrund einer Randzonenbeeinflussung durch die Schleifbearbeitung bei der Paarung mit einem ungeschädigten einsatzgehärteten Gegenrad.

Dabei ist zu beachten, dass die im Folgenden ausgewiesenen Z_S -Werte für einsatzgehärtete Zahnräder der mittleren Werkstoffqualität MQ gelten und somit die Grübchendauerfestigkeit $\sigma_{Hlim}(MQ)$ dieser Werkstoffqualität in die Gleichung (19) einzusetzen ist.

Die Bestimmung des Randzonenfaktors Z_S erfolgt dabei nach Methode B (**Bild 118**) in Abhängigkeit des Nitalätzbildes nach [19] oder nach Methode B₁ (**Bild 119**) als Funktion der gemessenen Oberflächenhärteminderung im schleifbrandgeschädigten Zahnflankenbereich im Vergleich zum unbeeinflussten Randzonenzustand.

Schleifbrandzustand	Ätzbilder	Flächenanteil	Randzonenfaktor Z_S
FA0		0%	1,0
FB1		≤ 10%	1,0
FB2		10 – 25%	0,9
FB3		> 25%	0,9
FD3 (1,2)		> 25% (< 25%)	0,8
FE		Neuhärtung nicht zulässig	

Bild 118 Methode B: Bestimmung von Z_S anhand des Nitalätzbildes

Wie in **Bild 118** dargestellt, wird ab dem Randzonenzustand FB2, der anhand des Ätzbefundes zu ermitteln ist, ein Randzonenfaktor $Z_S < 1$ in Abhängigkeit von der

jeweiligen Ausprägung der sichtbar gemachten Anlasszone, d.h. der Schleifbrand-schädigung ausgewiesen. Die Randzonenzustände FD1 und FD2 (starker Schleifbrand auf < 10% bzw. < 25% der aktiven Flanke) wurden im vorliegenden Vorhaben nicht untersucht. Für eine konservative Abschätzung der Flankentragfähigkeitsminderung durch Schleifbrand wird für diese beiden Zustände derselbe Randzonenfaktor $Z_S = 0,8$ wie für den Zustand FD3 (starker Schleifbrand auf > 25% der aktiven Flanke) vorgeschlagen.

Aufgrund der Versuchsergebnisse, die eine Tendenz zu starker Graufleckigkeit (Variante FE3-II) bzw. eine sehr geringe Grübchentragfähigkeit der Flankenbereiche neben den Neuhärtungszonen (Variante FE2P-II) belegen, wird für den Randzonenzustand der Schleifbrandklasse E kein Randzonenfaktor ausgewiesen. Dieser Zustand, der auf einer sehr starken Schleifschädigung beruht und auch das Risiko zu Schleifrisen mit sich bringt, wird im vorgeschlagenen Berechnungsverfahren als „nicht zulässig“ ausgeschlossen.

Bild 119 zeigt die aus den Versuchsergebnissen zur Flankentragfähigkeit und den gemessenen Oberflächenhärte-werten (ESA-TEST bzw. 3MA-Messung) abgeleitete Funktion zur Bestimmung des Randzonenfaktors Z_S in Abhängigkeit der Oberflächenhärteminderung im schleifbrandgeschädigten Flankenbereich (siehe auch **Abschnitt 9.2.2, Bild 105**). Dabei wird hier die Oberflächenhärteminderung durch die ΔOH beschrieben.

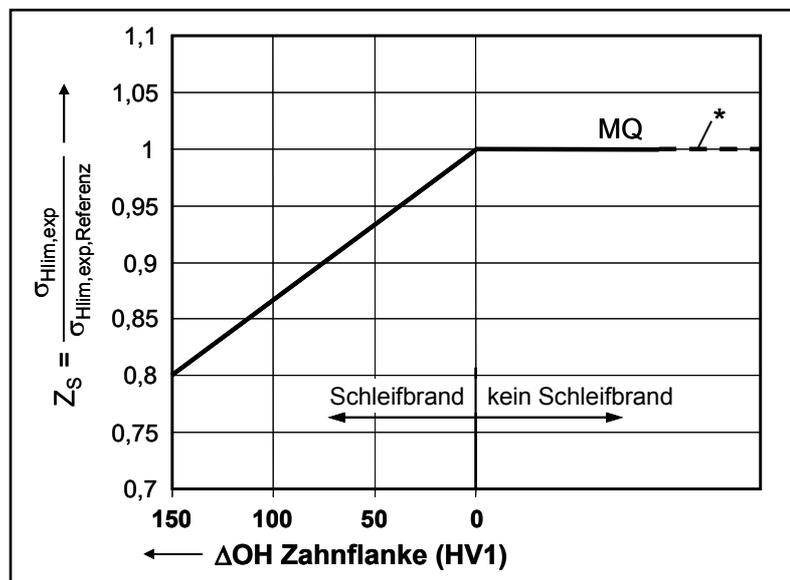


Bild 119 Methode B₁: Bestimmung von Z_S anhand der Oberflächenhärteminderung durch Schleifbrand ΔOH

* Neuhärtung nicht zulässig

Mit zunehmender Schleifbrandschädigung nimmt die Oberflächenhärteminderung ΔOH zu, wobei die Flankentragfähigkeit und damit Z_S linear abnehmen.

Durch die Verwendung der Oberflächenhärteminderung ΔOH ist die Methode B₁ zur Bestimmung von Z_S unabhängig von der Oberflächenhärte des schleifbrandfreien Referenzzustandes. Dieser kann laut Anforderung der Normen [3] und [18] für die Werkstoffqualität MQ zwischen 660 HV1 und 800 HV1 liegen.

Entsprechend **Bild 119** lässt sich der Randzonenfaktor Z_S in Abhängigkeit der Oberflächenhärteminderung ΔOH rechnerisch nach Gleichung (20) bestimmen.

$$Z_S = 1 - \frac{2,13 \cdot \Delta OH}{1600}$$

mit

(20)

$$\Delta OH = OH_{\text{Referenz(FA0)}} - OH < 150$$

Auch bei diesem Verfahren (Methode B₁) zur Bestimmung von Z_S wird der Randzonenzustand der Neuhärtung, der sich durch eine deutliche Zunahme der Oberflächenhärte im Vergleich zum schleifbrandfreien Referenzzustand ($\Delta OH < 0$) feststellen lässt, ausgeschlossen.

Anhand der in **Abschnitt 9.2** aufgezeigten Korrelationen zwischen weiteren Randzonenkennwerten und der Flankentragfähigkeit liegen zusätzlich erweiterte, genauere Berechnungsmethoden zur Bestimmung der Grübchendauerfestigkeitsminderung durch Schleifbrand und damit des Randzonenfaktors Z_S vor. Die beschriebenen Verfahren benötigen jedoch sehr genaue Angaben zum jeweiligen Randzonenzustand in Form von Härte- und Eigenspannungstiefenverläufen. Da solch detaillierte Kennwerte bisher nur unter Laborbedingungen, selten aber in der praktischen Anwendung verfügbar sind, wird eine Bestimmung von Z_S anhand von Härte- und Eigenspannungswerten in verschiedenen Werkstofftiefen im Rahmen eines für den Anwender nutzbaren genormten Rechenverfahrens nicht ausgewiesen.

10 Theoretische Untersuchungen zur lokalen Werkstoffbeanspruchung der Zahnflanke unter Berücksichtigung des Randzonenzustandes

10.1 Zum Wälzkontakt an der Zahnflanke

Nach [28] lassen sich die im Wälzkontakt auftretenden Beanspruchungen im Allgemeinen folgendermaßen einteilen.

- belastungsinduzierte Spannungen: Spannungen die durch die Oberflächenbelastung im Werkstoff entstehen;
- fertigungsinduzierte Spannungen: Eigenspannungen aus der Wärmebehandlung bzw. einer mechanischen Bearbeitung (z.B. Schleifen). Eine Änderung der Eigenspannungen während des Betriebes ist, wenn die Summe der belastungsinduzierten Spannungen und der vorliegenden Eigenspannungen lokale Festigkeitsgrenzen überschreiten nach [32], [50], [94], [96] und [109] möglich.
- lokale Spannungsüberhöhungen: Materialeinschlüsse, Partikelüberrollung und Rauheit können z.B. zu lokalen Spannungsüberhöhungen im Werkstoff führen.

Unter Annahme eines elastischen Werkstoffverhaltens können die einzelnen Spannungen komponentenweise additiv superponiert werden, wodurch sich eine Gesamtbeanspruchung ergibt, die durch einen lokalen Gesamtspannungstensor beschrieben werden kann. Dabei ist allerdings zu beachten, dass sich die einzelnen Spannungen während des Abwälzvorganges hinsichtlich ihres zeitlichen Verlaufes voneinander unterscheiden.

10.1.1 Belastungsinduzierte Spannungen im elasto-hydrodynamischen Wälzkontakt

Die im oberflächennahen Randbereich der Zahnflanke auftretenden belastungsinduzierten Verformungen und Spannungen können in erster Näherung nach der Hertzschen Theorie [45] berechnet werden. Grundlage der Hertzschen Gleichungen bilden dabei die Bousinesq'schen Formeln [31], [43], mit denen sich für eine senkrecht zur Berührlinie auf den Halbraum wirkende Einzelkraft die Verschiebungen und Spannungen ermitteln lassen. Die Anwendbarkeit dieser Gleichungen für Wälzkörper aus Stahl wurde durch Versuche experimentell von Stribeck s. [80] bestätigt.

Während mit Hilfe der Hertzschen Theorie lediglich die Werkstoffbeanspruchung $p(x)$ infolge einer Normalbelastung (Druck) bestimmt werden kann, ist es nach [35] und [54] möglich, auch den Einfluss von Tangentialbelastungen (Schubdruck) infolge der an der Oberfläche vorliegenden Reibung mit zu berücksichtigen. Die Schubdruckverteilung $q(x)$ errechnet sich dabei vereinfachend in Abhängigkeit der Normalbeanspruchung und der mittleren örtlichen Reibungszahl μ_m nach Gleichung (21).

$$q(x) = \mu_m \cdot p(x) \quad (21)$$

Anhand einer Vielzahl von Versuchsergebnissen wurden in [77] und [81] empirische Gleichungen zur Bestimmung der mittleren örtlichen Reibungszahl μ_m abgeleitet, die in [3] belegt sind und in denen die Einflüsse von Normalkraft, Gleitgeschwindigkeit, Oberflächenbeschaffenheit und Schmierstoffzustand berücksichtigt werden.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde die mittlere Reibungszahl in Anlehnung an [29] und [108] mit $\mu_m = 0,04$ als konstant angenommen.

Zusätzlich entstehen im Zahnkontakt bedingt durch die Gleitbewegung beim Abwälzen Reibungsverluste, die zu einer Erwärmung der Zahnflanken und zur Ausbildung von Temperatur- und Wärmespannungsfeldern im Werkstoff führen. Die Temperaturverteilung unter einer Wärmequelle kann dabei nach [75] und [78] bestimmt werden. Wird für den Zahnkontakt das Modell einer bandförmigen Wärmequelle, die sich wiederholt über die Flankenoberfläche bewegt, herangezogen, so ergibt sich die Oberflächentemperatur durch eine Aufsummierung von Wärmeimpulsen. Die daraus resultierende Wärmequellenbeanspruchung $r(x)$ kann nach [82] anhand der Gleichung (22) bestimmt werden.

$$r(x) = \mu \cdot p(x) \cdot |u_1 - u_2| = q(x) \cdot |u_1 - u_2| \quad (22)$$

Dabei verstehen sich die Größen u_1 und u_2 als die absoluten Tangentialgeschwindigkeiten im jeweiligen Flankenpunkt.

Aufgrund des vorliegenden Schmierstoffes im Zahnkontakt weicht die Druckverteilung $p(x)$ von der idealen, elliptischen Verteilung nach Hertz ab. Dadurch werden auch die Verteilungen der Schubdruck- und Wärmequellenbeanspruchung verändert. Unter Annahme von elastohydrodynamischen Bedingungen ist es möglich, die abweichende Druckverteilung und die Schmierpaltdicke zu berechnen. Dabei wird die elastohydrodynamische Druckverteilung neben den Betriebsbedingungen hauptsächlich von der örtlichen Schmierstoffviskosität bestimmt, die wiederum von der Belastung, der Einspritztemperatur und der Schmierstoffart abhängt.

Mit Hilfe des von Oster [46], [82] entwickelten, institutseigenen Programmsystems „ROSLCOR“ können die Beanspruchungen im Zahnkontakt unter elastohydrodynamischen Bedingungen bestimmt werden. Dabei wird an der Oberfläche eine Linienberührung angenommen und die Werkstoffbeanspruchung der mit beliebiger Druck-, Schubdruck- und Wärmequellenverteilung belasteten Halbebene berechnet.

Für die Berechnung der in der Halbebene auftretenden Spannungen wird der Zahnkontakt zunächst auf das mechanische Modell einer unendlich langen Walze, die auf eine Ebene gedrückt wird,

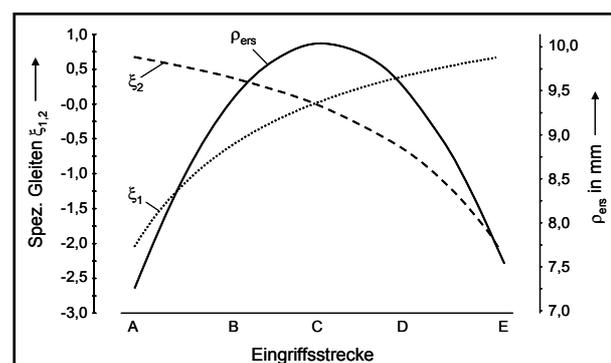


Bild 120 Verlauf von p_{ers} und $\xi_{1,2}$ über der Eingriffsstrecke (Verzahnung II)

reduziert. In **Bild 120** sind am Beispiel der Verzahnungsvariante II ($m_n = 5 \text{ mm}$) die zur Berechnung der Werkstoffbeanspruchung an der Zahnflanke wichtigen Parameter Ersatzkrümmungsradius ρ_{ers} und spezifisches Gleiten ξ_1 (Ritzel) und ξ_2 (Rad) entlang der Eingriffsstrecke dargestellt.

Bild 121 zeigt die Hertzsche Pressung p_H und die halbe Hertzsche Breite b_H , die sich an der Kontaktstelle durch die Abplattung ergibt, über der Eingriffsstrecke. Auch hier bezieht sich das dargestellte Beispiel auf die Verzahnungsvariante II bei einer Belastung von $T_1 = 358,5 \text{ Nm}$ bzw. $\sigma_{H0} = 1418 \text{ N/mm}^2$. Aufgrund der vorliegenden Profilkorrekturen (kurze Kopfrücknahmen) nimmt die Hertzsche Pressung in den Doppelingriffsgebieten stetig zu bzw. ab, beim Übergang in das Einzelingriffsgebiet, in dem die volle Normalkraft auf einem Zahn wirkt, kommt es in den Einzeleingriffspunkten B und D zu Sprüngen in den dargestellten Verläufen.

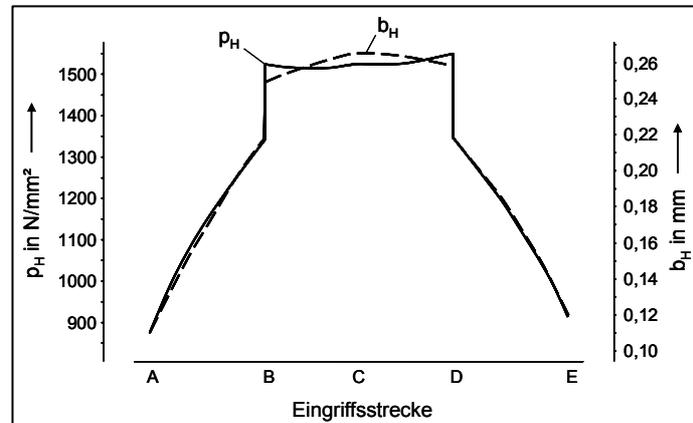


Bild 121 Verlauf der Hertzschen Größen p_H und b_H über der Eingriffsstrecke (Verzahnung II, $T_1 = 358,5 \text{ Nm}$)

in den Doppelingriffsgebieten stetig zu bzw. ab, beim Übergang in das Einzelingriffsgebiet, in dem die volle Normalkraft auf einem Zahn wirkt, kommt es in den Einzeleingriffspunkten B und D zu Sprüngen in den dargestellten Verläufen.

In **Bild 122** sind die Verläufe der Druck-, Schub- und Wärmequellenbelastung über der Kontaktbreite im inneren Einzelingriffspunkt B des Ritzels (Verzahnung II) unter Berücksichtigung einer elastohydrodynamischen Schmierung dargestellt. Die angegebenen Spannungsgrößen sind dabei auf die örtliche Hertzsche Pressung p_0 , die Kontaktkoordinate x auf die halbe Hertzsche Breite b_0 bezogen.

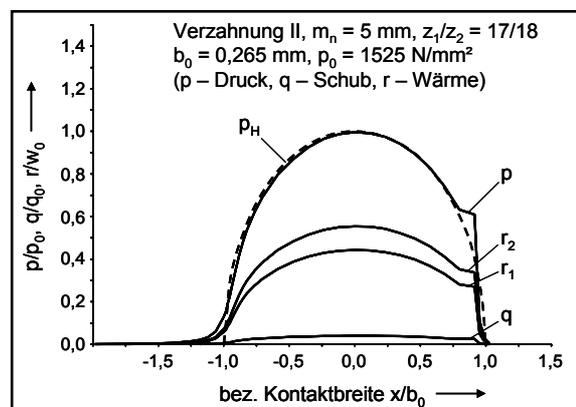


Bild 122 Belastungen der Halbebene im elastohydrodynamischen Kontakt, innerer Einzelingriffspunkt B

Wie in **Bild 122** ersichtlich, ist bei der berechneten Verzahnungsvariante II aufgrund der gewählten Belastung und des verwendeten Schmierstoffes (FVA Referenzöl Nr. 3 + 4% A99) das typische zweite Druckmaximum kaum ausgeprägt.

Mit dem Programmsystem „ROSLCOR“ [46] ist es auch möglich den durch die beschriebenen Belastungen der Halbebene (Druck, Schubdruck, Wärmespannung) induzierten Spannungstensor, d.h. den zu einem bestimmten Zeitpunkt vorliegenden Spannungszustand eines Volumenelementes im Werkstoff eindeutig zu bestimmen. Ausgehend von diesem Spannungstensor können nicht nur das Hauptachsensystem mit den Hauptnormal- und Hauptschubspannungen, sondern auch die auf der Oberfläche der Einheitskugel wirkenden Spannungen in beliebigen Schnittebenen berechnet werden.

In **Bild 123** ist die Oberfläche der Einheitskugel dargestellt, die nach [42] zur Darstellung des Spannungstensors als maßgebendes Volumenelement angesehen wird. Die Kenntnis des Spannungstensors, d.h. der an einem Volumenelement anliegenden Spannungen ist zur Bestimmung der örtlichen, über der Zeit vorliegenden Werkstoffbeanspruchung sowie für die Anwendung der im Folgenden beschriebenen Festigkeitshypothese notwendig.

Nach [42] gelten in der Schnittebene (γ, α) für die Normalspannungen $\sigma_{\gamma\alpha}$ und die Schubspannungskomponenten $\tau_{2,3}$ in den Richtungen \mathbf{n}_2 bzw. \mathbf{n}_3 folgende Beziehungen.

$$\begin{aligned} \sigma_{\gamma\alpha} &= \mathbf{t} \cdot \mathbf{n}_1 = t_x \cdot n_{11} + t_y \cdot n_{12} + t_z \cdot n_{13} = \\ &= \sigma_x \cdot n_{11}^2 + \sigma_y \cdot n_{12}^2 + \sigma_z \cdot n_{13}^2 + 2 \cdot (\tau_{xy} \cdot n_{11} \cdot n_{12} + \tau_{xz} \cdot n_{11} \cdot n_{13} + \tau_{yz} \cdot n_{12} \cdot n_{13}) \end{aligned} \quad (23)$$

$$\begin{aligned} \tau_2 &= \mathbf{t} \cdot \mathbf{n}_2 = t_x \cdot n_{21} + t_y \cdot n_{22} + t_z \cdot n_{23} \\ \tau_3 &= \mathbf{t} \cdot \mathbf{n}_3 = t_x \cdot n_{31} + t_y \cdot n_{32} + t_z \cdot n_{33} \end{aligned} \quad (24)$$

Dabei werden die Normalenvektoren \mathbf{n}_1 , \mathbf{n}_2 und \mathbf{n}_3 der Schnittebene (γ, α) sowie der Spannungsvektor \mathbf{t} in derselben Ebene mit Hilfe der Gleichungen (25) bzw. (26) bestimmt.

$$\mathbf{n}_1 = \begin{pmatrix} n_{11} \\ n_{12} \\ n_{13} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sin \gamma \cdot \cos \alpha \\ \sin \gamma \cdot \sin \alpha \\ \cos \gamma \end{pmatrix}; \quad \mathbf{n}_2 = \begin{pmatrix} n_{21} \\ n_{22} \\ n_{23} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -\sin \alpha \\ \cos \alpha \\ 0 \end{pmatrix}; \quad \mathbf{n}_3 = \begin{pmatrix} n_{31} \\ n_{32} \\ n_{33} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -\cos \gamma \cdot \cos \alpha \\ -\cos \gamma \cdot \sin \alpha \\ \sin \gamma \end{pmatrix} \quad (25)$$

$$\mathbf{t} = \begin{pmatrix} t_x \\ t_y \\ t_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sigma_x \cdot n_{11} + \tau_{xy} \cdot n_{12} + \tau_{xz} \cdot n_{13} \\ \tau_{xy} \cdot n_{11} + \sigma_y \cdot n_{12} + \tau_{yz} \cdot n_{13} \\ \tau_{xz} \cdot n_{11} + \tau_{yz} \cdot n_{12} + \sigma_z \cdot n_{13} \end{pmatrix} \quad (26)$$

Wie in **Bild 124** dargestellt, kann die Rollrichtung x im Wälzkontakt zugleich auch als Zeitachse angesehen werden. Damit wird ein Volumenelement sämtlichen in der entsprechenden Werkstofftiefe wirkenden Beanspruchungen in einer zeitlichen Abfolge ausgesetzt. Gleichzeitig findet nach 0 in jedem Volumenelement in Abhängigkeit der Oberflächenbelastung und des örtlich vorliegenden Eigenspannungszustandes eine Drehung des Hauptspannungssachsensystems statt. Damit verbunden ist eine ständige Richtungsänderung der Hauptnormal- und Hauptschubspan-

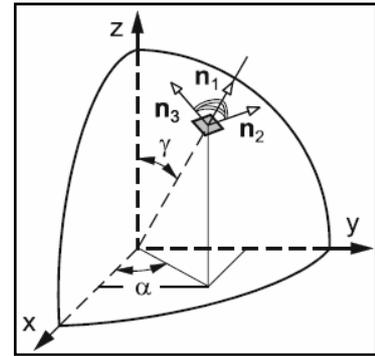


Bild 123 Schnittebene (γ, α) mit den Normalenvektoren $\mathbf{n}_{1,2,3}$ auf 1/8 der Oberfläche der Einheitskugel [42]

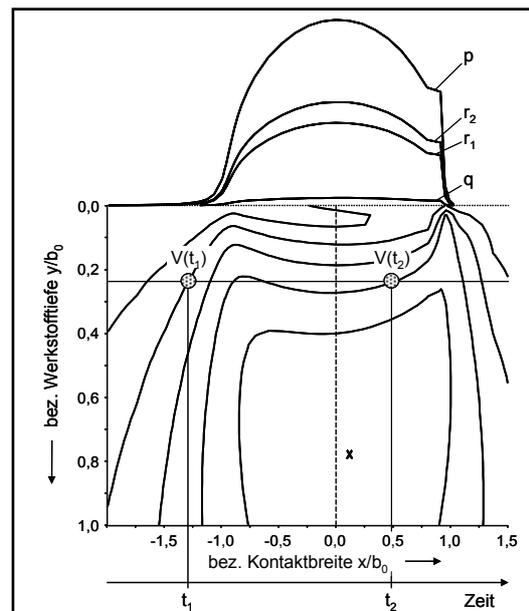


Bild 124 zeitliche Beanspruchung eines Volumenelementes V im Wälzkontakt (dargestellt im Höhenliniendiagramm der Hauptschubspannung τ_{H12}), EHD-Kontakt im inneren Einzeleingriff B

nungen, die eine Bewertung der Werkstoffbeanspruchung erschwert und die Anwendung vieler gängiger Festigkeitshypothesen für mehrachsige Spannungszustände ungeeignet erscheinen lässt.

Bild 125 zeigt beispielhaft in einem Höhenliendiagramm den Winkel α_τ zwischen dem lokalen x,y,z -Koordinatensystem und dem Achsensystem der Hauptschubspannungen im Wälzkontakt bei EHD-Belastung nach [82]. Daraus ist ersichtlich, dass während einer Überrollung eine Drehung des Hauptachsensystems von 90° bis -90° stattfindet.

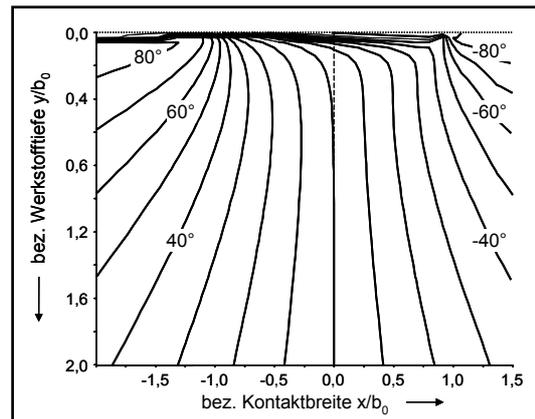


Bild 125 Winkel α_τ des Achsensystems der Hauptschubspannungen zum lokalen x,y,z -Koordinatensystem (EHD-Belastung)

Eine weitere Möglichkeit, die dynamische Werkstoffanstrengung im Wälzkontakt zu analysieren, ist durch die Darstellung von Schubspannungsverläufen in den Schnittebenen der Einheitskugel gegeben. In **Bild 126** sind beispielhaft die nach Gleichung (24) berechneten Schubspannungsverläufe in einer bestimmten Schnittebene (γ, α) und Werkstofftiefe ($y/b_0 = 0,3$) eines Volumenelementes während des Wälzvorganges dargestellt. Aufgrund des sich im Wälz-

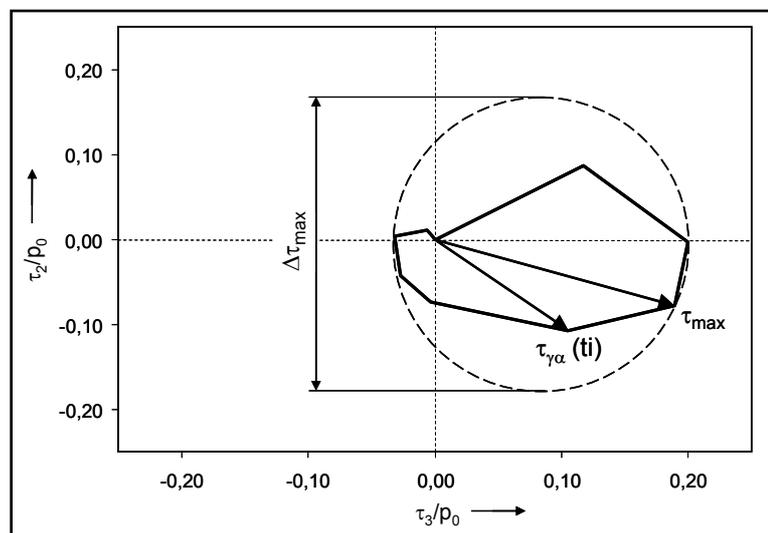


Bild 126 beispielhafter Schubspannungsverlauf (Ortskurve) in der Schnittebene $\gamma = 30^\circ, \alpha = 60^\circ$ eines Volumenelementes in der Werkstofftiefe $y/b_0 = 0,3$ unter EHD-Wälzbeanspruchung (Normaldruck-, Schubdruck-, Wärmequellenbelastung), Prüfverzahnung II ($m_n = 5 \text{ mm}, p_0 = 1525 \text{ N/mm}^2$), ohne überlagerte Eigenspannungen

kontakt drehenden Hauptachsensystems, ändert sich die Richtung der Schubspannung $\tau_{\gamma\alpha}$ in der Schnittebene (γ, α) in Abhängigkeit von der Zeit t_i .

Bei der Berechnung des Schubspannungsverlaufes in **Bild 126** wurden den äußeren Lastspannungen keine Eigenspannungen überlagert. Dementsprechend ergeben sich zu Beginn ($t = 0$) und am Ende des Wälzvorganges, d.h. bei einer ausreichenden Entfernung des einen Wälzkörpers vom betrachteten Volumenelement Schubspannungen $\tau_{\gamma\alpha} = 0$.

10.1.2 Eigenspannungen im Wälzkontakt

Es ist allgemein bekannt, dass Eigenspannungen sowohl die statische, als auch die dynamische Werkstoffbeanspruchung verändern und damit die Tragfähigkeit eines Bauteils signifikant beeinflussen können.

In Bezug auf die dynamische Werkstoffbeanspruchung im Wälzkontakt ist zu beachten, dass hier eine unterschiedliche zeitliche Abhängigkeit der äußeren Lastspannungen und der Eigenspannungen im Werkstoff vorliegt.

Das Zeitverhältnis zwischen der Beanspruchungsdauer t_{Eingr} eines Volumenelementes durch die Wälzbelastung an der Oberfläche und der Dauer t_{Umdr} zwischen zwei Belastungsintervallen kann nach Elstorpff [32] mit Hilfe der Gleichung (27) abgeschätzt werden.

$$\frac{t_{\text{Eingr}}}{t_{\text{Umdr}}} = \frac{2 \cdot b_0 / (\omega_1 \cdot \rho_1)}{2 \cdot \pi / \omega_1} = \frac{b_0}{\pi \cdot \rho_1} \quad (27)$$

mit: ω_1 = Winkelgeschwindigkeit und ρ_1 = Krümmungsradius des betrachteten Zahnrades

Für die in der vorliegenden Arbeit verwendeten Prüfverzahnungen (Verzahnungsvarianten I und II) ergeben sich damit Verhältnisse $t_{\text{Eingr}}/t_{\text{Umdr}}$ von $\leq 1/200$.

Die durch die Wälzbelastung induzierten Spannungen sind demnach als sehr kurze Lastimpulse zu verstehen, während die Eigenspannungen, als quasistationäre Spannungen über einem großen Zeitraum der gesamten Lebensdauer wirken.

Zur Frage nach der Stabilität von Eigenspannungen zeigen Untersuchungen von [32], [89] und [109], dass es im Bereich der Zeitfestigkeit zu Beginn der Wälzbeanspruchung zunächst zu einer Änderung der Eigenspannungen kommt, die dann über den größten Bereich der Lebensdauer konstant bleiben. Unterhalb der Dauerfestigkeitsgrenze ergeben sich dagegen nach [36], [39], [52] und [73] keine Eigenspannungsänderungen.

Wie im Rahmen der vorliegenden Arbeit durch umfangreiche Eigenspannungsmessungen vor, während und nach den Prüfläufen gezeigt, kann diese Aussage nur dann bestätigt werden, wenn keine Randzonenbeeinflussung durch Schleifbrand vorliegt. Bei geschliffenen Zahnrädern mit Schleifbrandschädigung und entsprechend hohen Zugeigenspannungen in der Randzone, kommt es zu Beginn der Wälzbeanspruchung auch im Bereich der Dauerfestigkeit zu einem signifikanten Abbau der vorliegenden Zugeigenspannungen.

Kann der Eigenspannungszustand nicht messtechnisch ermittelt werden, so ist es nach Lang [66] möglich, die aus einer Wärmebehandlung resultierenden Eigenspannungen σ_E aus dem örtlichen Härtetiefenverlauf abzuleiten. Dabei können mit dem Ansatz nach Lang [66] jedoch keine Eigenspannungen von geschliffenen Bauteilen berücksichtigt werden, die sich aufgrund einer Randzonenschädigung bei der Hart-

feinbearbeitung signifikant vom Zustand direkt nach der Wärmebehandlung unterscheiden.

Für die in den folgenden Abschnitten dokumentierten Berechnungen wurden daher die im Rahmen der vorliegenden Arbeit messtechnisch ermittelten Eigenspannungstiefenverläufe der unterschiedlichen Randzonenzustände herangezogen.

Dabei wurde die in Zahnhöhenrichtung röntgenographisch bzw. mit dem 3MA-System gemessene Eigenspannung $\sigma_{E,x}$ mit jener in axialer Richtung $\sigma_{E,z}$ gleichgesetzt und an der Zahnflanke ein ebener Eigenspannungszustand mit $\sigma_{E,y} = 0$ angenommen.

Bei der Berechnung der Werkstoffbeanspruchung werden die Eigenspannungen den Lastspannungen überlagert. Dies hat zur Folge, dass sich die Schubspannungsverläufe in den einzelnen Schnittebenen (γ, α) wie in **Bild 127** beispielhaft für die Randzonenzustände FA0 (kein Schleifbrand, Druckeigenspannungen) und FD3 (starker Schleifbrand, hohe Zugeigenspannungen) dargestellt, im Vergleich zum eigenspannungsfreien Zustand (siehe **Bild 126**) verschoben.

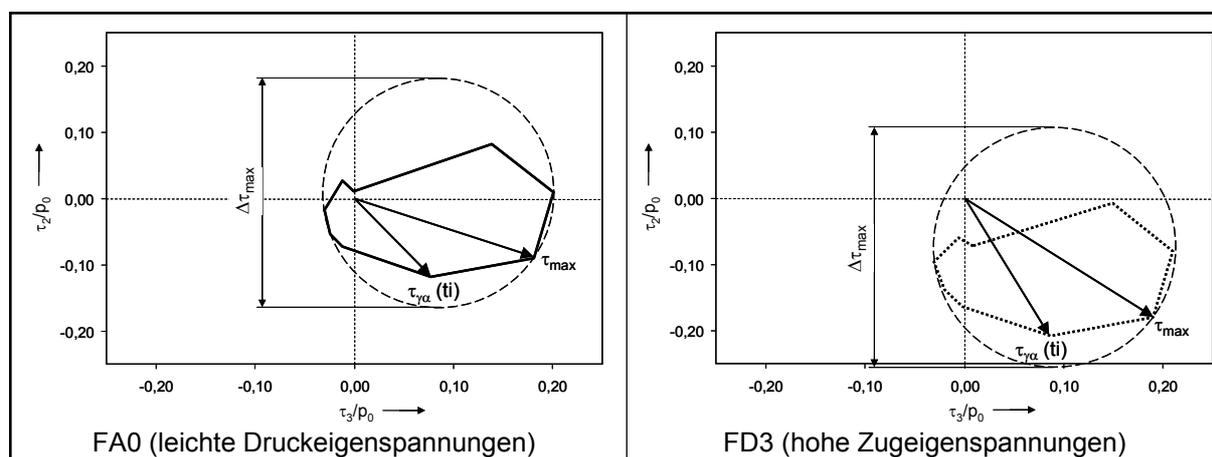


Bild 127 Beispielhafte Schubspannungsverläufe (Ortskurve) in der Schnittebene $\gamma = 30^\circ$, $\alpha = 60^\circ$ eines Volumenelementes in der Werkstofftiefe $y/b_0 = 0,3$ unter EHD-Wälzbeanspruchung (Normaldruck-, Schubdruck-, Wärmequellenbelastung), Prüfverzahnung II ($m_n = 5$ mm, $p_0 = 1525$ N/mm²), mit überlagerten Eigenspannungen für die Randzonenzustände FA0 (kein Schleifbrand) und FD3 (starker Schleifbrand)

Dabei werden durch die Vorgabe von leichten Druckeigenspannungen (Randzonenzustand FA0) der Betrag der maximalen Schubspannung τ_{max} sowie die maximale Änderung der Schubspannung $\Delta\tau_{max}$, die durch den kleinsten Umkreis um den Schubspannungs-Zeit-Verlauf gekennzeichnet ist, im Vergleich zum eigenspannungsfreien Zustand kaum verändert.

Die hohen Zugeigenspannungen des Randzonenzustandes FD3 führen dagegen in der betrachteten sowie allen anderen Schnittebenen (γ, α) des Volumenelementes zu einer deutlichen Zunahme von τ_{max} sowie einer geringfügigen Vergrößerung von $\Delta\tau_{max}$.

10.2 Festigkeitshypothese zur Ermittlung der Flankentragfähigkeit unter Berücksichtigung des Randzonenzustandes

Bei Vorliegen von mehrachsigen Spannungszuständen werden zur Bewertung der Werkstoffbeanspruchung in einem Bauteil Festigkeitshypothesen herangezogen, die eine Umrechnung der komplexen Spannungszustände auf einachsige Spannungen (Vergleichsspannungen) mit derselben Schädigungswirkung erlauben.

In Abhängigkeit der verwendeten Festigkeitshypothese können der Einfluss des vorliegenden Spannungszustandes und dessen zeitlicher Verlauf bei der Berechnung der jeweiligen Vergleichsspannung oder bei der Bestimmung der örtlichen Beanspruchbarkeit des Werkstoffes (z.B. über den Mittelspannungseinfluss) berücksichtigt werden.

In der Literatur existieren eine Vielzahl von unterschiedlichen Festigkeitshypothesen, die in einer umfangreichen theoretischen Untersuchung von Hertter [42], [44] analysiert und bewertet wurden. Zur Ermittlung der Ermüdungstragfähigkeit von Zahnradern sowohl an der Flanke, als auch im Zahnfuß hat sich nach [42] die sogenannte Schubspannungsintensitätshypothese bzw. eine entsprechend angepasste Variante von dieser am geeignetsten erwiesen, da damit folgende Bedingungen erfüllt werden:

- Bewertungsmöglichkeit der maximalen Werkstoffanstrengung;
- Bewertungsmöglichkeit des dynamischen Werkstoffverhaltens (Amplituden und Mittelwerte), insbesondere in Wälzkontakten;
- Bewertungsmöglichkeit von einsatzgehärteten Bauteilen.

10.2.1 Schubspannungsintensitätshypothese (SIH)

Die Schubspannungsintensitätshypothese (SIH) zählt zu den integralen Bewertungsverfahren und dient zur Berechnung der Dauerfestigkeit bei beliebigen Beanspruchungskombinationen. Sie kann daher auch bei zeitlich veränderlichen Hauptspannungsrichtungen, wie im Falle einer Wälzbeanspruchung (siehe **Abschnitt 10.1.1**), angewendet werden.

Die Grundlage für die SIH bildet die Interpretation der Gestaltänderungsenergiehypothese (von Mises Fließbedingung) nach Novoshilov [96], [113]. Der quadratische Mittelwert der Schubspannungen aller Schnittebenen eines Volumenelementes ist danach proportional zur zweiten Invariante des Spannungsdeviators, d.h. zu der für Gleitbewegungen in den Gitterebenen erforderlichen Arbeit und eignet sich daher als Maß für die effektive Beanspruchung (Vergleichsspannung).

Der quadratische Mittelwert der Schubspannungen aller Schnittebenen eines Volumenelementes, auch Schubspannungsintensität oder effektive Schubspannung τ_{eff} genannt, berechnet sich anhand des Integrals der jeweiligen Schubspannungen $\tau_{\gamma\alpha}$

über der Oberfläche Ω eines Volumenelementes. Es gilt der in Gleichung (28) beschriebene Zusammenhang.

$$\begin{aligned} \tau_{\text{eff}}^2 &= \frac{1}{\Omega} \cdot \int_{\Omega} \tau_{\gamma\alpha}^2 d\Omega \quad \sim \quad J_2(\boldsymbol{\sigma}) = \frac{1}{2} \text{tr}((\boldsymbol{\sigma}^D)^2) = \\ &= \frac{1}{3} (\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - (\sigma_x \cdot \sigma_y + \sigma_y \cdot \sigma_z + \sigma_x \cdot \sigma_z)) + \tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{xz}^2 \end{aligned} \quad (28)$$

Dabei gilt für den deviatorischen Anteil $\boldsymbol{\sigma}^D$ des Spannungstensors $\boldsymbol{\sigma}$, der die Gestaltänderung eines Volumenelementes beschreibt und sich aus dem Spannungstensor durch Abzug der hydrostatischen Spannungsanteile ergibt:

$$\boldsymbol{\sigma}^D = \boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\sigma}^s = \underbrace{\begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{yx} & \tau_{zx} \\ \tau_{xy} & \sigma_y & \tau_{zy} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_z \end{pmatrix}}_{\text{Spannungstensor}} - \underbrace{\begin{pmatrix} \frac{\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z}{3} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z}{3} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z}{3} \end{pmatrix}}_{\text{hydrostatischer Anteil}} \quad (29)$$

Wird als Volumenelement die in **Bild 123** dargestellte Einheitskugel verwendet, so berechnet sich die Schubspannungsintensität nach Gleichung (30).

$$\tau_{\text{eff}} = \sqrt{\frac{1}{4\pi} \int_{\gamma=0}^{\pi} \int_{\alpha=0}^{2\pi} \tau_{\gamma\alpha}^2 \sin \alpha d\alpha d\gamma} \quad \text{bzw.} \quad \sigma_{\text{vSIH}} = \sqrt{\frac{15}{8\pi} \int_{\gamma=0}^{\pi} \int_{\alpha=0}^{2\pi} \tau_{\gamma\alpha}^2 \sin \alpha d\alpha d\gamma} \quad (30)$$

10.2.2 Variante der Schubspannungsintensitätshypothese (SIH*)

Die im Rahmen der vorliegenden Arbeit verwendete Festigkeitshypothese basiert auf der von Hertter [42] vorgeschlagenen Variante der Schubspannungsintensitätshypothese (SIH*).

Mit dieser Weiterentwicklung der SIH, die auf der Definition der effektiven Werkstoffanstrengung A nach Simbürger [96] und Arbeiten von [70], [71], [72] und [113] beruht, können bei dynamischer Werkstoffbeanspruchung die Mittel- und Ausschlagwerte der Schub- und Normalspannungen in den einzelnen Schnittebenen berücksichtigt werden. Grundlage hierfür bildet nach [70] die Betrachtung der Ortskurven der Schubspannung $\tau_{\gamma\alpha}$ in den Schnittebenen eines Volumenelementes (siehe **Bild 126** und **Bild**

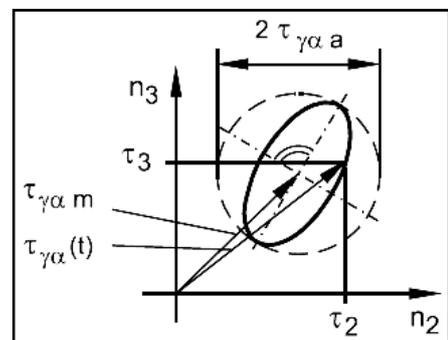


Bild 128 Amplitude und Mittelspannung für einen beliebigen Schubspannungsverlauf über der Zeit t in einer Schnittebene γ, α [42]

127), aus denen sich, wie in **Bild 128** dargestellt, die für die Werkstoffbeanspruchung maßgebende maximale Schubspannungsamplitude $\tau_{\gamma\alpha a}$ und die Schubmittelspannung $\tau_{\gamma\alpha m}$ ableiten lassen.

Für jede Schnittebene (γ, α) lassen sich damit anhand der Gleichungen (23) und (24) folgende Beanspruchungsgrößen bestimmen:

- Schubspannungsamplitude $\tau_{\gamma\alpha a}$
- Schubmittelspannung $\tau_{\gamma\alpha m}$
- Nomalausschlagspannung $\sigma_{\gamma\alpha a}$

$$\sigma_{\gamma\alpha a} = \frac{\sigma_{\gamma\alpha_max} - \sigma_{\gamma\alpha_min}}{2} \quad (31)$$

- Normalmittelspannung $\sigma_{\gamma\alpha m}$

$$\sigma_{\gamma\alpha m} = \frac{\sigma_{\gamma\alpha_max} + \sigma_{\gamma\alpha_min}}{2} \quad (32)$$

Anhand der angegebenen Ausschlagspannungen und Schubmittelspannungen lässt sich nach Hertter [42] die lokale Anstrengung $A(\gamma, \alpha)$ in der Schnittebene (γ, α) in Anlehnung an das von Liu [71] entwickelte Fehlstellenmodell wie folgt berechnen:

$$A(\gamma, \alpha) = \sqrt{\frac{a \cdot \tau_a^2 (1 + m \cdot \tau_m^2) + b \cdot \sigma_a^2}{\sigma_A^2}} \quad (33)$$

Die Normalmittelspannungen $\sigma_{\gamma\alpha m}$, die bei einer zeitlichen Betrachtung der Werkstoffbeanspruchung im Wesentlichen nur durch den vorliegenden quasi-stationären Eigenspannungszustand bestimmt werden, werden bei der Berechnung der lokalen Anstrengung $A(\gamma, \alpha)$, wie in **Abschnitt 10.2.3** beschrieben, durch die Berücksichtigung des Mittelspannungseinflusses auf die örtliche Ausschlagfestigkeit σ_A erfasst. Die Konstanten a , b und m lassen sich in Abhängigkeit des örtlichen Wechselfestigkeitsverhältnisses σ_W / τ_W und der lokalen Schubschwellfestigkeit τ_{Sch} bestimmen. Die Gleichungen dafür sind in [42] und [70] ausführlich dokumentiert.

Die dynamische Gesamtanstrengung $A_{int a}$ eines Volumenelementes, auch Gefährdung bzw. Ausnutzungsgrad genannt, ergibt sich aus der Integration der Anstrengungen in den einzelnen Schnittebenen (Gleichung (34)).

$$A_{int a} = \sqrt{\frac{15}{8\pi} \int_{\gamma=0}^{\pi} \int_{\alpha=0}^{2\pi} [A(\gamma, \alpha)]^2 \sin \alpha d\alpha d\gamma} \quad (34)$$

Die Bedingung für die Dauerfestigkeit, d.h. für eine ausreichende Ermüdungstragfähigkeit eines Volumenelementes bei Wälzbeanspruchung, ist dann erfüllt, wenn die dynamische Gesamtanstrengung den Wert 1 nicht überschreitet ($A_{int a} \leq 1$).

Zur Überprüfung, ob es während der dynamischen Werkstoffbeanspruchung durch Überschreiten der zyklischen Dehngrenze zu Fließvorgängen und Spannungsumlagerungen kommen kann, wird in der vorliegenden Arbeit außerdem die maximale, zyklische Gesamtanstrengung $A_{\text{int(zykl.)}}$ überprüft.

Dazu wird die maximale Anstrengung $A_{\text{max(zykl.)}}(\gamma, \alpha)$ in der Schnittebene (γ, α) nach Gleichung (35) berechnet, wobei anstatt den Ausschlag- und Mittelspannungen lediglich die jeweiligen Maximalspannungen herangezogen werden.

Da nachgerechnet wird, ob durch die dynamische Werkstoffbeanspruchung lokale Fließvorgänge bzw. Spannungsumlagerungen hervorgerufen werden, sind die maximalen Spannungen dabei nicht wie bei Hertter [42] auf die Streckgrenze $R_{p0,2}$ (für den statischen Festigkeitsnachweis), sondern auf die zyklische Dehngrenze $R'_{p0,2}$ zu beziehen.

$$A_{\text{max(zykl.)}}(\gamma, \alpha) = \sqrt{\frac{a \cdot \tau_{\text{max}}^2 + b \cdot \sigma_{\text{max}}^2}{R'_{p0,2}^2}} \quad (35)$$

Analog zur Gleichung (34) gilt für die maximale, zyklische Gesamtanstrengung $A_{\text{int(zykl.)}}$ eines Volumenelementes:

$$A_{\text{int(zykl.)}} = \sqrt{\frac{15}{8\pi} \int_{\gamma=0}^{\pi} \int_{\alpha=0}^{2\pi} [A_{\text{max(zykl.)}}(\gamma, \alpha)]^2 \sin \alpha d\alpha d\gamma} \quad (36)$$

Ergibt sich in einem Volumenelement eine maximale zyklische Gesamtanstrengung $A_{\text{int(zykl.)}} \geq 1$, so ist hier mit örtlichen Fließvorgängen zu rechnen, die zu einer Änderung von lokalen Werkstoffkenngrößen wie Härte und Eigenspannungen führen.

10.2.3 Örtliche Beanspruchbarkeit

Zur Berechnung der Gesamtanstrengungen $A_{\text{int a}}$ und $A_{\text{int(zykl.)}}$ ist die Kenntnis der örtlichen Beanspruchbarkeit des Werkstoffes, d.h. der lokalen Ausschlagfestigkeit σ_A , und der zyklischen Dehngrenze $R'_{p0,2}$ erforderlich. Außerdem werden die örtlichen Wechselfestigkeiten für Zug-Druck σ_W und Schub τ_W , sowie die Zugfestigkeit R_m , die Mittelspannungsempfindlichkeit M und die Schubschwellfestigkeit τ_{Sch} benötigt.

In Anlehnung an [42] werden in der vorliegenden Arbeit die obengenannten örtlichen Werkstoffkennwerte anhand der lokalen Härte (HV1), d.h. der Härtetiefenverläufe bestimmt. Diese wurden für die hier untersuchten Prüfvarianten sowohl metallographisch als auch mit Hilfe des 3MA-Systems gemessen und unterscheiden sich aufgrund der verschiedenen Randzonenzustände insbesondere hinsichtlich der Oberflächenhärte.

Im Folgenden wird die Bestimmung der unterschiedlichen örtlichen Festigkeitskennwerte anhand der lokalen Härte beschrieben. Da die einzelnen Werkstoffkennwerte voneinander abhängen bzw. aufeinander aufbauen, erfolgt die Aufzählung in der entsprechenden Reihenfolge.

Zug-Druck-Wechselfestigkeit σ_W

Die rechnerische Ermittlung der örtlichen Zug-Druck-Wechselfestigkeit σ_W (50% Ausfallwahrscheinlichkeit) erfolgt direkt aus der lokalen Härte in Anlehnung an Berechnungen von Winderlich [111] nach Gleichung (37).

$$\sigma_W = \sigma_{zdW,50\%} = \frac{1,98 \cdot HV - 0,0011 \cdot HV^2}{1 + 20,7 / HV} \quad (37)$$

für 340 HV1 < HV < 900 HV1

Schubwechselfestigkeit τ_W

Nach Untersuchungen von Liu [70] ist bei härtesten Werkstoffen ein Wechselfestigkeitsverhältnis τ_W / σ_W von 0,60 bis 0,62 anzusetzen. Nach der Gestaltänderungsenergiehypothese beträgt dieses Verhältnis $3^{-0,5} = 0,58$.

In Anlehnung an [42] und [70] wird für die in der vorliegenden Arbeit untersuchten einsatzgehärteten Randzonen die örtliche Schubwechselfestigkeit τ_W nach Gleichung (38) berechnet.

$$\tau_W = 0,61 \cdot \sigma_W \quad (38)$$

Zugfestigkeit R_m

Für den Zusammenhang zwischen Härte und Zugfestigkeit gibt es in der Literatur zahlreiche Angaben. Zur Bestimmung von R_m bei Härtewerten ≥ 600 HV1 wird hier der Ansatz von Thomas [105] verwendet.

$$R_m = 3,18 \cdot HV + \frac{HV^2}{5000} \quad (39)$$

Mittelspannungsempfindlichkeit M

Die Mittelspannungsempfindlichkeit M kann nach [80] in Abhängigkeit der örtlichen Zugfestigkeit bestimmt werden. Dazu wird die in [80] für Stahl angegebene Gleichung (40) verwendet.

$$M = 3,5 \cdot 10^{-4} \cdot R_m - 0,1 \quad (40)$$

mit R_m in N/mm²

Schubschwellfestigkeit τ_{Sch}

Nach [70] berechnet sich die Schubschwellfestigkeit in Abhängigkeit der Wechselfestigkeiten σ_W und τ_W , sowie der Schwellfestigkeit σ_{Sch} anhand der Gleichung (41).

$$\tau_{Sch} = \frac{4 \cdot \tau_W}{2 \cdot \sigma_W / \sigma_{Sch} + 1} \quad (41)$$

Für die benötigte Schwellfestigkeit σ_{Sch} gilt dabei folgender Zusammenhang.

$$\sigma_{Sch} = \frac{2 \cdot \sigma_W}{1 + M} \quad (42)$$

Zyklische Dehngrenze $R'_{p0,2}$

Für Stahl kann die zyklische Dehngrenze $R'_{p0,2}$ nach Hahn [41] mit Hilfe der Gleichung (43) berechnet werden.

$$R'_{p0,2} = 1,16 \cdot \sigma_W + 57 \text{ N/mm}^2 \quad (43)$$

mit σ_W in N/mm²

Der in [41] angegebene Zusammenhang zwischen der zyklischen Dehngrenze $R'_{p0,2}$ und der Wechselfestigkeit σ_W ist dabei nur für Werkstoffe mit $\sigma_W < 600 \text{ N/mm}^2$ abgesichert.

In Anlehnung an [42] wird wegen fehlender weiterer Literaturangaben die Gleichung auch zur Abschätzung von $R'_{p0,2}$ bei Wechselfestigkeiten $\sigma_W > 600 \text{ N/mm}^2$ herangezogen. Bei einer Oberflächenhärte von 680 bis 700 HV1, die an den schleifbrandfreien Referenzvarianten gemessen wurde, ergibt sich für die untersuchten Prüfräder nach Gleichung (37) eine örtlich Wechselfestigkeit von maximal 870 N/mm².

Ausschlagfestigkeit σ_A

Die lokale Ausschlagfestigkeit σ_A , die die örtliche, dynamische Beanspruchbarkeit des Werkstoffes in Abhängigkeit der zeitlich maßgebenden Mittelspannung σ_m beschreibt, wird mit Hilfe des in **Bild 129** schematisch dargestellten, lokalen Haigh-Diagramms [51] bzw. der daraus abgeleiteten Goodman-Gerade [37] bestimmt.

Im Mittelbereich des Haigh-

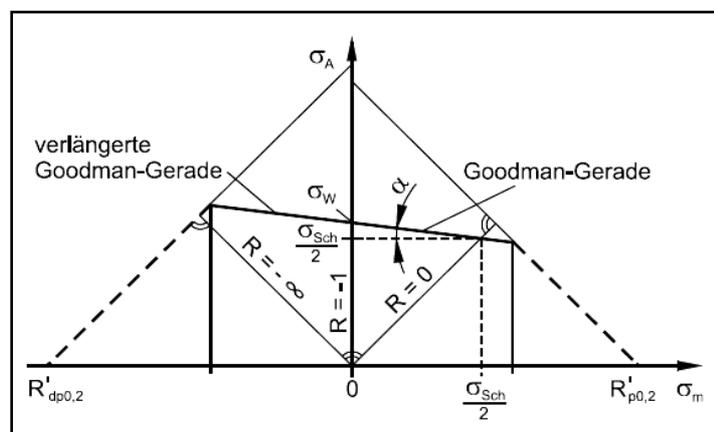


Bild 129 Dauerfestigkeitsschaubild nach Haigh [51]

Diagramms, in dem die örtliche Ausschlagfestigkeit nicht durch Fließen begrenzt ist, kann nach Goodman [37] eine lineare Abhängigkeit von der Mittelspannung angenommen werden (Gleichung (44)).

$$\sigma_A = \sigma_W - M \cdot \sigma_m \quad (44)$$

Zur Berechnung der über die Lebensdauer zeitlich wirksamen örtlichen Mittelspannungen werden aufgrund ihrer quasi-stationären Natur lediglich die Eigenspannungen $\sigma_{E,x}$ (gemessen) und $\sigma_{E,z}$ ($= \sigma_{E,x}$, Annahme) herangezogen.

Nimmt man an, dass die Eigenspannungen $\sigma_{E,x}$ und $\sigma_{E,z}$ über einen Großteil des betrachteten Zeitraumes in Hauptspannungsrichtung wirken, und dass die Eigenspannungen $\sigma_{E,y}$ in Tiefenrichtung im oberflächennahen Randbereich gleich 0 gesetzt werden können, so ergibt sich gemäß den Gleichungen (23) und (32) für die zeitlich wirksame, örtliche Normalmittelspannung $\sigma_{\gamma\alpha m}$ in der Schnittebene (γ, α) folgender Zusammenhang (Gleichung (45)).

$$\sigma_{\gamma\alpha m} = \frac{\sigma_{\gamma\alpha_{\max}} + \sigma_{\gamma\alpha_{\min}}}{2} = \frac{2 \cdot (\sigma_{E,x} \cdot n_{11}^2 + \sigma_{E,z} \cdot n_{13}^2)}{2} = \sigma_{E,x} \cdot n_{11}^2 + \sigma_{E,z} \cdot n_{13}^2 \quad (45)$$

10.3 Berechnungsergebnisse

Die von Hertter entwickelte Version „ROSLCORHR“ [42] des Programmsystems „ROSLCOR“ [82] erlaubt die Berechnung der lokalen dynamischen Gesamtanstrengungen $A_{\text{int } a}$ und der maximalen, zyklischen Gesamtanstrengung $A_{\text{int(zykl.)}}$ in unterschiedlichen Werkstofftiefen der wälzbeanspruchten Zahnflanken nach der in den **Abschnitten 10.2.2** und **10.2.3** beschriebenen Variante der Schubspannungsintensitätshypothese (SIH*).

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden die Gesamtanstrengungen $A_{\text{int } a}$ und $A_{\text{int(zykl.)}}$ in den durch die Hartfeinbearbeitung beeinflussten Randzonen der hier untersuchten Prüfvarianten mit Hilfe der Programmversion „ROSLCORHR“ [42] berechnet. Durch Vorgabe der messtechnisch ermittelten Werkstoffkennwerte Härte und Eigenspannung bzw. deren Tiefenverläufe in der Randzone wurden bei den durchgeführten Berechnungen die unterschiedlichen Schleifbrandzustände (Klassen A, B, D und E nach [19]) der Prüfvarianten berücksichtigt.

Zunächst wurden die zur genaueren Berechnung der Werkstoffbeanspruchung im Wälzkontakt notwendigen Pressungsverteilungen über der Eingriffsstrecke mit Hilfe des Programmes „RIKOR“ [83] für die beiden Prüfverzahnungen I und II unter Berücksichtigung der jeweiligen Flankenkorrekturen (kurze Kopfrücknahmen) bestimmt.

Bild 130 zeigt beispielhaft das entsprechende RIKOR-Modell der Prüfverzahnung II (siehe auch **Bild 72**, Modell der Verzahnung I) sowie die räumliche Verteilung der Flankenpressung im Eingriffsfeld bei einem Ritzeldrehmoment $T_1 = 358,5$ Nm. Dieses Drehmoment wurde von der Referenzvariante FA0-II mit 50% Ausfallwahrscheinlichkeit dauerhaft übertragen. Erwartungsgemäß ergibt sich dabei in dem hinsichtlich

Grübchenbildung kritischen Fußflankenbereich eine maximale Hertzsche Pressung von $p_B = 1524,5 \text{ N/mm}^2$ im inneren Einzeleingriffspunkt B.

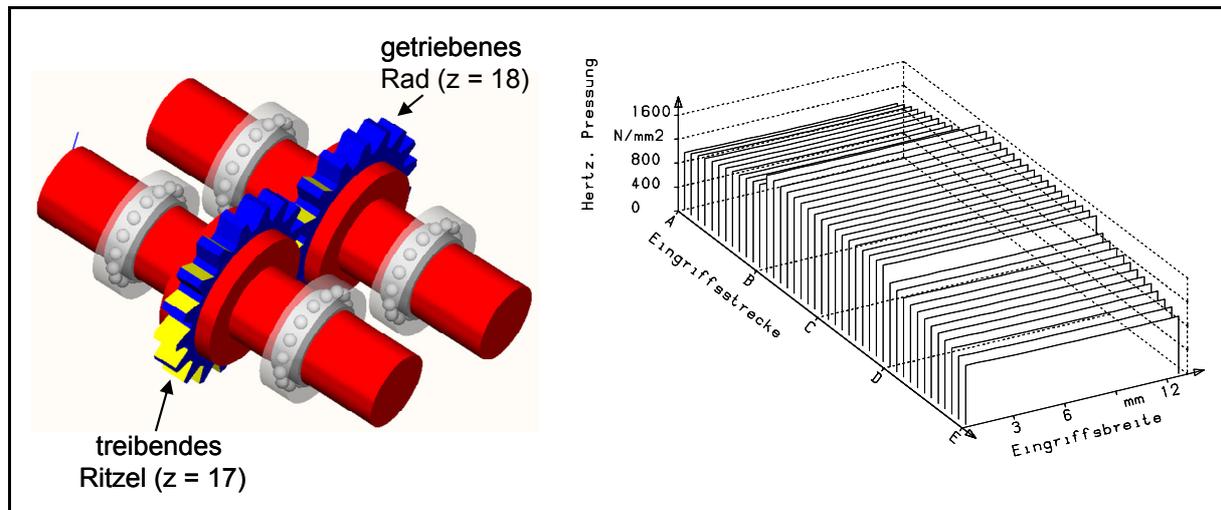


Bild 130 RIKOR-Modell [83] der Prüfverzahnung II und Pressungsverteilung im Eingriffsfeld bei einem Ritzeldrehmoment $T_1 = 358,5 \text{ Nm}$

Die jeweiligen in „RIKOR“ [83] bestimmten Pressungsverteilungen wurden anschließend zur Berechnung der Gesamtantragungen $A_{\text{int a}}$ und $A_{\text{int(zykl.)}}$ in das Programm ROSLCORHR [42] eingegeben.

10.3.1 Berechnung mit vor dem Prüflauf gemessenen Randzonenzuständen

In **Bild 131** sind die maximalen zyklischen Gesamtantragungen $A_{\text{int(zykl.)}}$, die für die untersuchten Prüfvarianten mit unterschiedlicher Randzonenausbildung im inneren Einzeleingriffspunkt berechnet wurden, über der bezogenen Werkstofftiefe y/b_0 dargestellt.

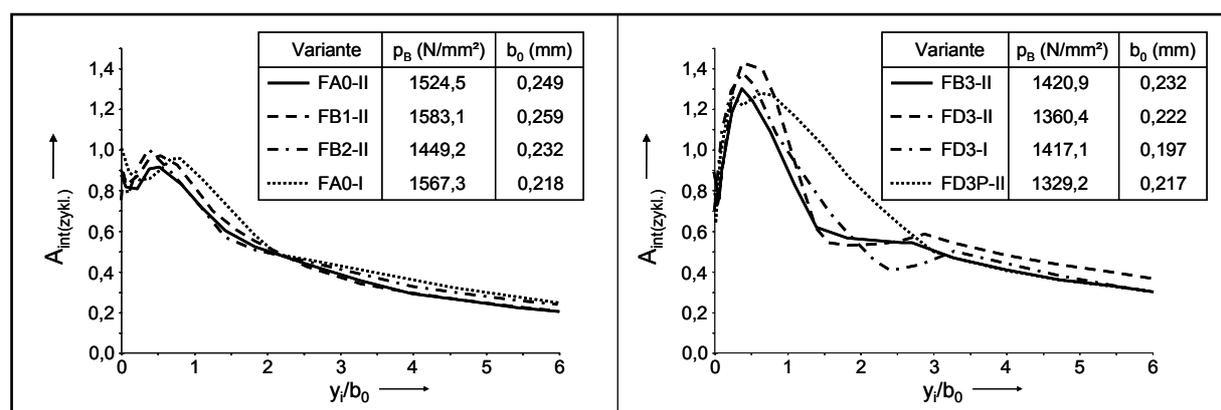


Bild 131 Maximale, zyklische Werkstoffantragungen $A_{\text{int(zykl.)}}$ über der Werkstofftiefe im inneren Einzeleingriffspunkt B bei dauerhaft ertragbarer Flankenbeanspruchung, Berechnung unter Vorgabe der vor dem Prüflauf gemessenen Randzonenkennwerte (Härte- und Eigenspannungstiefenverläufe)

Zur Berechnung der dargestellten maximalen zyklischen Werkstoffantragungen wurde dabei das jeweilige experimentell ermittelte dauerhaft ertragbare Ritzeldrehmoment für 50% Ausfallwahrscheinlichkeit $T_{1\infty,50\%}$ jeder Prüfvariante herangezogen.

Dabei ergaben sich die in **Bild 131** angeführten unterschiedlichen Pressungen p_B und Hertzschen Abplattungen b_0 im inneren Einzeleingriffspunkt. Die unterschiedlichen Randzonenzustände der Prüfvarianten wurden bei diesen Berechnungen zunächst durch die Vorgabe der Härte- und Eigenspannungstiefenverläufe berücksichtigt, die vor dem Prüflauf gemessen wurden und in **Abschnitt 5** ausführlich dokumentiert sind.

Wie in **Bild 131 links** ersichtlich, ergibt sich bei den Referenzvarianten ohne Randzonenbeeinflussung (FA0) sowie den Prüfvarianten FB1-II und FB2-II mit leichter, lokaler Randzonenschädigung eine maximale, zyklische Gesamtanstrengung $A_{\text{int(zykl.)}} \leq 1$ über dem gesamten Randzonenbereich. Demnach wurde bei diesen Varianten während der Prüfläufe im Bereich der Dauerfestigkeit, die örtliche zyklische Dehngrenze $R'_{p0,2}$ in keinem Volumenelement überschritten. Im Gegensatz dazu wurden bei den Prüfvarianten mit stärkerer Randzonenschädigung (**Bild 131 rechts**) und somit deutlich höheren Zugeigenspannungen Gesamtanstrengungen $A_{\text{int(zykl.)}} > 1$ berechnet. Bei diesen Varianten kommt es somit durch eine Überschreitung der örtlichen zyklischen Dehngrenze während des Betriebes auch bei Belastungen im Dauerfestigkeitsbereich zu lokalen Fließvorgängen, die, wie auch experimentell festgestellt (siehe **Abschnitt 8**), zu einem signifikanten Abbau der hohen Zugeigenspannungen und einer leichten Zunahme der Oberflächenhärte führen.

Der dynamische Festigkeitsnachweis (Dauerfestigkeitsnachweis), d.h. die Ermittlung der lokalen dynamischen Gesamtanstrengungen $A_{\text{int a}}$ in einem weiteren Berechnungsschritt, macht folglich nur dann Sinn, nachdem sich während der Wälzbeanspruchung ein stabiler Randzonenzustand eingestellt hat. Aus diesem Grund wurde, wie im folgenden Abschnitt dokumentiert, die Berechnung der lokalen Gesamtanstrengungen wiederholt, wobei die gemessenen Randzonenzustände nach dem Prüflauf berücksichtigt wurden.

10.3.2 Berechnung mit nach dem Prüflauf gemessenen Randzonenzuständen

Untersuchungen zu den Randzonenzuständen der hartfeinbearbeiteten Zahnflanken nach sowie während des Prüflaufes belegen, dass es während der Wälzbeanspruchung zu einer Veränderung von Härte und Eigenspannungen kommt, je stärker die vorliegende Schleifbrandschädigung ausfällt (siehe **Abschnitt 8**). Die Änderung dieser Randzonenkennwerte geschieht dabei zu Beginn des Laufversuches innerhalb weniger Lastspiele in einem sogenannten „shakedown-“ oder Einlaufvorgang.

Werden die nach den Prüfläufen an den unterschiedlichen Varianten gemessenen Randzonenzustände zur Berechnung der lokalen Gesamtanstrengungen verwendet und dabei die jeweiligen dauerhaft ertragbaren Ritzeldrehmomente angesetzt, so ergeben sich für den inneren Einzeleingriffspunkt B die in **Bild 132** und **Bild 133** dargestellten Ergebnisse über der Werkstofftiefe.

Bild 132 zeigt zunächst die berechneten maximalen, zyklischen Gesamtanstrengungen $A_{\text{int(zykl.)}}$ der unterschiedlichen Prüfvarianten. Während sich bei den Referenzvarianten und den Varianten mit leichter Schleifbrandschädigung die Anstrengungsver-

läufe (**Bild 132, links**) im Vergleich zu den Berechnungen im vorhergehenden Abschnitt (Randzonenzustände vor dem Prüflauf) nur unwesentlich, d.h. im Rahmen der Messstreuungen der Randzonenkennwerte verändern, liegen nun auch bei den Prüfvarianten mit stärkerer Randzonenschädigung (**Bild 132, rechts**) über der betrachteten Werkstofftiefe maximale, zyklische Gesamtanstressungen $A_{\text{int(zykl.)}} \leq 1$ vor. Die örtliche, zyklische Dehngrenze wird von der lokalen Werkstoffbeanspruchung, als Kombination von äußerer Belastung und vorliegenden Eigenspannungen, nicht mehr überschritten, sodass rechnerisch von einem stabilen Randzonenzustand ausgegangen werden kann.

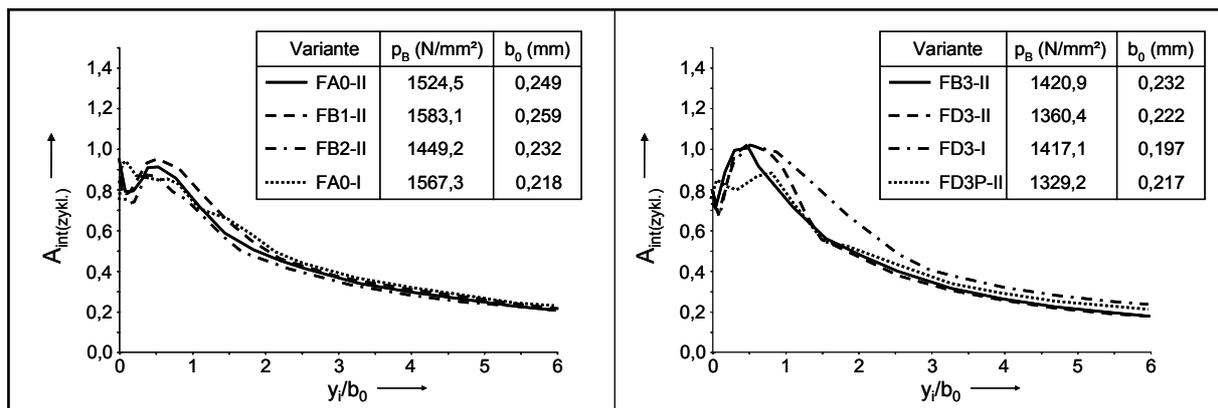


Bild 132 Maximale, zyklische Werkstoffanstressungen $A_{\text{int(zykl.)}}$ über der Werkstofftiefe im inneren Einzelnriffpunkt B bei dauerfest ertragbarer Flankenbeanspruchung, Berechnung unter Vorgabe der nach dem Prüflauf gemessenen Randzonenkennwerte (Härte- und Eigenspannungstiefenverläufe)

In einem zweiten Berechnungsschritt wurden nun die lokalen dynamischen Gesamtanstressungen $A_{\text{int a}}$ der unterschiedlichen Prüfvarianten ermittelt. **Bild 133** zeigt die entsprechenden Berechnungsergebnisse bei Berücksichtigung der Randzonenzustände nach dem Prüflauf und Zugrundelegung der jeweiligen dauerfest ertragbaren Ritzeldrehmomente.

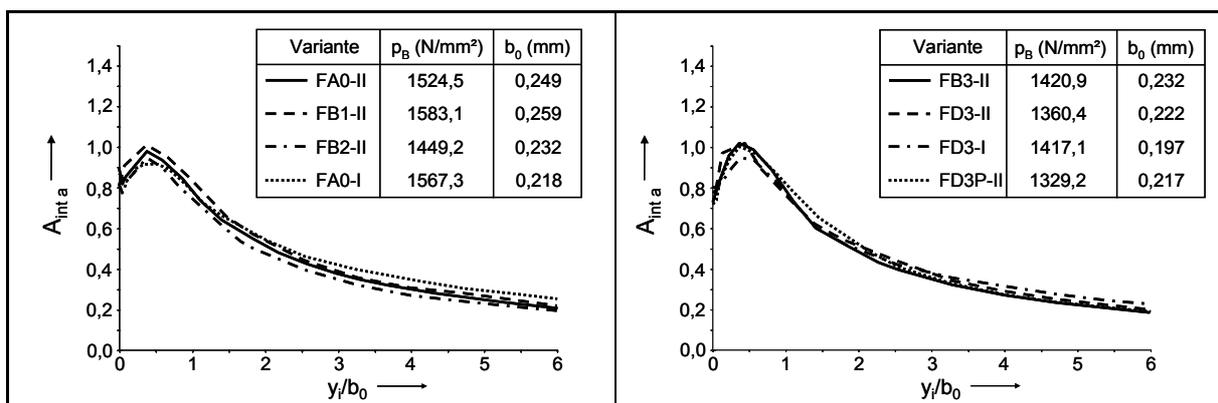


Bild 133 Dynamische Werkstoffanstressungen $A_{\text{int a}}$ über der Werkstofftiefe im inneren Einzelnriffpunkt B bei dauerfest ertragbarer Flankenbeanspruchung, Berechnung unter Vorgabe der nach dem Prüflauf gemessenen Randzonenkennwerte (Härte- und Eigenspannungstiefenverläufe)

Bei allen theoretisch untersuchten Prüfvarianten ergibt sich über der Werkstofftiefe eine dynamische Gesamtanstressung $A_{\text{int a}} \leq 1$, wobei im oberflächennahen Randzonenbereich jeweils Maxima von $A_{\text{int a}} = 0,92$ bis $1,02$ rechnerisch ermittelt wurden. Da

jeweils das experimentell ermittelte dauerhaft ertragbare Ritzeldrehmoment der betrachteten Prüfvariante angesetzt wurde, lässt sich daraus die gute Korrelation zwischen den theoretischen Berechnungen und den Versuchsergebnissen erkennen.

Mit dem beschriebenen, erweiterten Modellansatz sind damit sowohl die Stabilität von Randhärte und Eigenspannungen in der wälzbeanspruchten Randzone der schleifbrandfreien bzw. leicht geschädigten Prüfvarianten, als auch die Veränderung dieser Randzonenkennwerte bei den stärker geschädigten Varianten nachvollziehbar. Außerdem lässt sich die, experimentell ermittelte, unterschiedliche Flanken Tragfähigkeit der verschiedenen Prüfvarianten anhand der berechneten Werkstoffanstrengungen $A_{\text{int(zykl.)}}$ und $A_{\text{int a}}$ in Zusammenhang mit den örtlichen Beanspruchungen und der lokalen Beanspruchbarkeit bringen, die vom jeweils vorliegenden Randzonenzustand abhängen.

10.4 Interpretation der Berechnungsergebnisse – Verfestigungsvermögen von schleifbrandgeschädigten Randzonen

Die Berechnungsergebnisse der theoretischen Untersuchungen, aber auch die experimentellen Untersuchungsergebnisse zeigen, dass der Werkstoffzustand der sich aufgrund einer Randzonenbeeinflussung direkt nach der Hartfeinbearbeitung einstellt keineswegs stabil sein muss und sich während des Betriebes aufgrund von örtlichen Fließvorgängen und Spannungsumlagerungen signifikant verändern kann.

Bei einer rechnerischen Gegenüberstellung von lokaler Beanspruchung und örtlicher Beanspruchbarkeit der geschliffenen Randzonen im Zuge eines dynamischen Festigkeitsnachweises muss dieser Sachverhalt daher entsprechend berücksichtigt werden.

Das aus den Ergebnissen der experimentellen und theoretischen Untersuchungen abgeleitete, in **Bild 134** dargestellte, Struktogramm zeigt, wie der Randzonenzustand und dessen belastungsinduzierte Änderung bei einer vorliegenden Schleifbrand-schädigung im Rahmen einer örtlichen Tragfähigkeitsberechnung hinsichtlich Werkstoffermüdung an der Zahnflanke berücksichtigt werden können.

Als Eingabegrößen für die Berechnung mit der Programmversion „ROSLCORHR“ [42] sind neben der Verzahnungsgeometrie und den Betriebsbedingungen auch die Härte- und Eigenspannungstiefenverläufe der Zahnflanke, die messtechnisch ermittelt werden müssen, anzugeben. Aus den vorgegebenen Tiefeverläufen werden, repräsentativ für den Randzonenzustand direkt nach dem Schleifen, die integralen Randzonenkennwerte $\overline{HV}_{\text{int}_0,3_0}$ und $\overline{ES}_{\text{int}_0,32_0}$ nach Gleichung (12) (siehe **Abschnitt 9.2.3**) bestimmt.

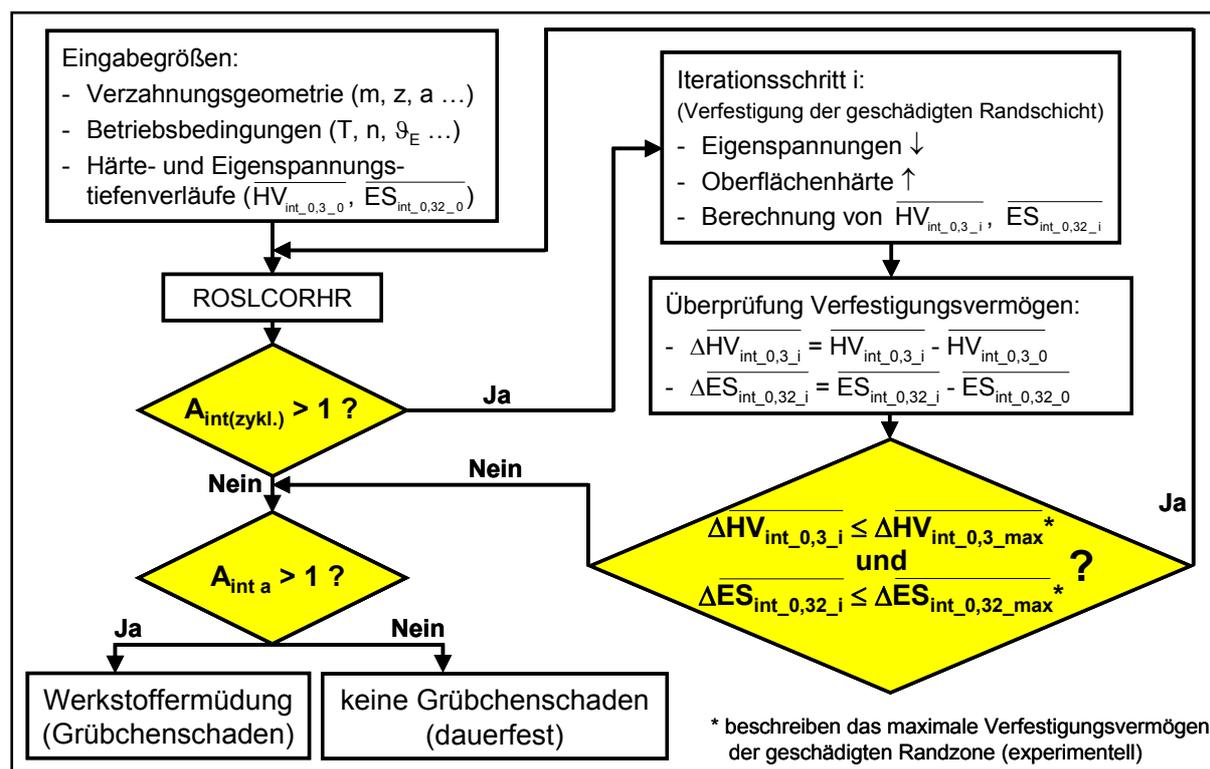


Bild 134 Struktogramm zur Berechnung der örtlichen Zahnflankentragfähigkeit hinsichtlich Werkstoffermüdung unter Berücksichtigung einer Randzonenbeeinflussung durch die Hartfeinbearbeitung

Das Programm „ROSLCORHR“ [42] berechnet anhand dieser Eingabegrößen zunächst die maximale, zyklische Anstrengung $A_{int(zykl.)}$. Dabei wird überprüft, ob aufgrund der Belastung und dem vorliegenden Randzonenzustand die lokale zyklische Dehngrenze von der örtlichen Beanspruchung überschritten wird ($A_{int(zykl.)} > 1$). Ist dies aufgrund einer zu hohen Belastung bzw. wegen zu hoher Zugeigenspannungen in der geschliffenen Randzone der Fall, so muss mit lokalen Fließvorgängen und Spannungumlagerungen im entsprechenden Werkstoffbereich gerechnet werden. Durch geeignete Algorithmen sind die Änderungen der Tiefenverläufe von Härte und Eigenspannungen in der Randzone iterativ zu simulieren, wobei bei jedem Iterationsschritt der neue Randzonenzustand anhand der aktualisierten integralen Kennwerte $\overline{HV}_{int_{0,3_i}}$ und $\overline{ES}_{int_{0,32_i}}$ beschrieben wird. Außerdem ist bei jedem Iterationsschritt sicherzustellen, dass das sogenannte maximale Verfestigungsvermögen der schleifbrandgeschädigten Randzone nicht überschritten wird. Dies geschieht durch den Vergleich der Iterationsgrößen $\Delta \overline{HV}_{int_{0,3_i}}$ und $\Delta \overline{ES}_{int_{0,32_i}}$ (Differenz zwischen den integralen Randzonenkennwerten direkt nach dem Schleifen und denselben Kenngrößen nach dem Iterationsschritt „i“) mit den Grenzwerten $\Delta \overline{HV}_{int_{0,3_{max}^*}}$ und $\Delta \overline{ES}_{int_{0,32_{max}^*}}$, die das maximale Verfestigungsvermögen der betrachteten Randzone beschreiben.

In diesem Zusammenhang belegen die dokumentierten Messungen der Randzonenkennwerte vor und nach dem Prüflauf einerseits, dass sich bei einer Randzonenbeeinflussung durch Schleifen der geschädigte Werkstoffbereich durch lokale Fließvor-

gänge während des Betriebes bis zu einem bestimmten Grad durch Härtezunahme und Zugeigenspannungsabbau wieder verfestigen kann. Andererseits zeigen die experimentell ermittelte Grübchendauerfestigkeitsminderung durch Schleifbrand (siehe **Abschnitt 7.1.3**) sowie die Versuche im Zeitfestigkeitsbereich der jeweiligen Prüfvarianten auch, dass dieses Verfestigungsvermögen begrenzt ist. Werkstoffmechanisch lässt sich dieser Sachverhalt damit erklären, dass es örtlich bei einer Überschreitung der zyklischen Dehngrenze zwar zunächst zu einer Härtezunahme und Spannungumlagerungen kommen kann, umfassen die damit verbundenen lokalen Fließvorgänge aber ein zu großes Werkstoffvolumen, so führt dies zur einer Rissbildung und damit zu einer Minderung der Ermüdungsfestigkeit des Bauteiles.

Im dargestellten Struktogramm (**Bild 134**) werden die Iterationsschritte „i“, die eine mögliche Verfestigung der beeinflussten Randzone berücksichtigen, daher solange fortgesetzt, bis das maximale Verfestigungsvermögen der schleifbrandgeschädigten Zahnflanke ausgeschöpft ist oder sich bei gegebener Belastung eine maximale, zyklische Gesamtanstrengung $A_{\text{int(zykl.)}} < 1$ ergibt.

Im Anschluss daran, erfolgt die Berechnung der dynamischen Gesamtanstrengung $A_{\text{int a}}$ mit den aus der Iteration resultierenden Härte- und Eigenspannungsverläufen. Ergibt sich dabei eine dynamische Gesamtanstrengung von $A_{\text{int a}} < 1$, so kann das vorgegebene Drehmoment T beim vorgegeben Randzonenzustand nach dem Schleifen dauerhaft übertragen werden.

Für den in **Bild 134** dargestellten Rechenablauf muss das maximale Verfestigungsvermögen der geschädigten Randzone in Form der Grenzwerte $\overline{\Delta HV_{\text{int}_0,3_{\text{max}}}}$ und $\overline{\Delta ES_{\text{int}_0,32_{\text{max}}}}$ bekannt sein. Wie die messtechnische Ermittlung der Randzonenkennwerte vor und nach den Prüfläufen gezeigt hat, lässt sich das maximale Verfestigungsvermögen der Randzone mit dem Werkstoffzustand direkt nach der Hartfeinbearbeitung korrelieren und kann somit in Abhängigkeit der integralen Randzonenkennwerte $\overline{HV_{\text{int}_0,3_0}}$ und $\overline{ES_{\text{int}_0,32_0}}$ bestimmt werden.

Bild 135 zeigt den aus den Versuchsergebnissen abgeleiteten Zusammenhang zwischen der integralen Randzonenhärte direkt nach dem Schleifen $\overline{HV_{\text{int}_0,3_0}}$ und der maximal möglichen Änderung dieses Randzonenkennwertes $\overline{\Delta HV_{\text{int}_0,3_{\text{max}}}}$ während des Betriebes. Liegt keine Randzonen-schädigung durch Schleifbrand vor, so ergibt sich aufgrund der geringen Werte von

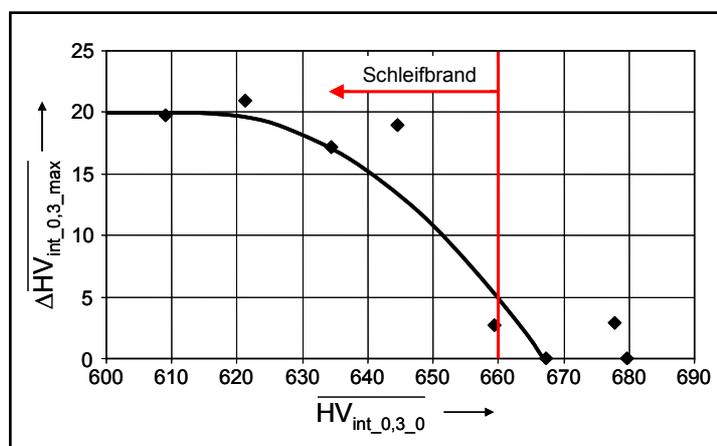


Bild 135 Zusammenhang zwischen integraler Randzonenhärte nach dem Schleifen und maximal möglicher Änderung dieses Kennwertes im Betrieb

$\overline{HV}_{int_{0,3}_0}$ ein relativ geringes Verfestigungsvermögen. Mit zunehmender Randzonenbeeinflussung, d.h. geringerer integraler Randzonenhärte nach dem Schleifen nimmt das Verfestigungsvermögen der Randzone deutlich zu, wobei sich der charakteristische Grenzwert $\overline{\Delta HV}_{int_{0,3}_{max}}$ nach Gleichung (46) abschätzen lässt.

$$\overline{\Delta HV}_{int_{0,3}_{max}} = \frac{7,81}{1000} \cdot \overline{HV}_{int_{0,3}_0}^2 + 8,82 \cdot \overline{HV}_{int_{0,3}_0} - 2688 \quad (46)$$

gültig für $610 \text{ HV1} < \overline{HV}_{int_{0,3}_0} < 667 \text{ HV1}$

für $\overline{HV}_{int_{0,3}_0} > 667 \Rightarrow \overline{\Delta HV}_{int_{0,3}_{max}} = 0 \text{ HV1}$

für $\overline{HV}_{int_{0,3}_0} < 610 \Rightarrow \overline{\Delta HV}_{int_{0,3}_{max}} = 20 \text{ HV1}$

In **Bild 136** ist die Korrelation zwischen dem integralen Mittelwert der Eigenspannungen $\overline{ES}_{int_{0,32}_0}$ direkt nach dem Schleifen und der maximal möglichen Änderung desselben Randzonenkennwertes

$\overline{\Delta ES}_{int_{0,32}_{max}}$ während des Prüflaufes dargestellt.

Auch bei diesem Randzonenkennwert ergibt sich ein höherer charakteristischer Grenzwert

$\overline{\Delta ES}_{int_{0,32}_{max}}$ und damit ein größeres maximales Verfestigungsvermögen mit zunehmender Schleifbrandschädigung. Die rechnerische Abschätzung von $\overline{\Delta ES}_{int_{0,32}_{max}}$ in Abhängigkeit des Eigenspannungszustandes in der Randzone nach dem Schleifen erfolgt dabei nach Gleichung (47).

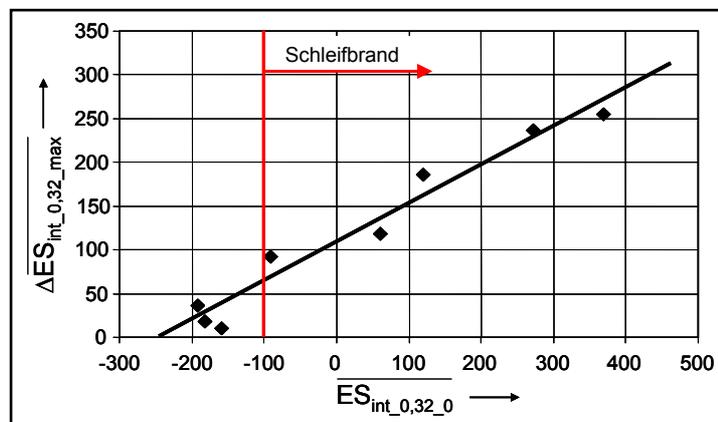


Bild 136 Zusammenhang zwischen dem integralen Mittelwert der Eigenspannungen nach dem Schleifen und der maximal möglichen Änderung dieses Kennwertes im Prüflauf

$$\overline{\Delta ES}_{int_{0,32}_{max}} = 0,44 \cdot \overline{ES}_{int_{0,32}_0} - 109,5 \quad (47)$$

gültig für $\overline{ES}_{int_{0,32}_0} > -249 \text{ N/mm}^2$

für $\overline{ES}_{int_{0,32}_0} < -249 \text{ N/mm}^2 \Rightarrow \overline{\Delta ES}_{int_{0,32}_{max}} = 0 \text{ N/mm}^2$

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass im Rahmen der durchgeführten theoretischen Untersuchungen der Modellansatz nach [42], der auf einer Variante der Schubspannungsintensitätshypothese basiert, für die hier vorliegenden Prüfverfahren angewendet bzw. erweitert angepasst wurde.

Dabei hat sich gezeigt, dass anhand der zyklischen Werkstoffanstrengung $A_{\text{int(zykl.)}}$, d.h. der Gegenüberstellung von lokaler, maximaler Beanspruchung und örtlicher Dehngrenze, die Stabilität bzw. die Veränderung der Randzoneneigenschaften (Randhärte und Eigenspannungen) während des Betriebes (Prüflaufes) in Abhängigkeit der vorliegenden Schleifbrandschädigung erfasst werden können.

Wird von einem stabilen Randzonenzustand ausgegangen, so lässt sich mit Hilfe der lokalen, dynamischen Werkstoffanstrengung $A_{\text{int a}}$, d.h. dem Verhältnis aus dynamischer Vergleichsspannung (SIH^*) und örtlicher Ausschlagfestigkeit, die Flankentragfähigkeit hinsichtlich Ermüdung bzw. Grübchenbildung rechnerisch ermitteln.

Bei schleifbrandfreien Zahnrädern und Zahnrädern mit leichter Randzonenbeeinflussung liegt, im Bereich der jeweiligen Dauerfestigkeit, ein stabiler Randzonenzustand von Beginn an vor. Bei stärkerer Schleifbrandschädigung stellt sich ein stabiler Randzonenzustand erst nach einem sogenannten „shakedown-“ oder Einlaufvorgang durch lokale Verfestigung und Spannungsumlagerungen ein. Dieses sogenannte Verfestigungsvermögen schleifbrandgeschädigter Randzonen, das durch entsprechende Grenzwerte eingeschränkt ist, findet dabei im beschriebenen erweiterten Modellansatz Berücksichtigung.

Die Ergebnisse der theoretischen Untersuchungen stehen somit in guter Übereinstimmung mit den Ergebnissen der durchgeführten Randzonenanalysen und Tragfähigkeitsuntersuchungen und erlauben eine weitergehende werkstoffmechanische Deutung der Versuchsergebnisse.

11 Zusammenfassung und Ausblick

Die Tragfähigkeit von Zahnrädern wird maßgebend durch die Gefügeausbildung und die Eigenschaften der oberflächennahen Randzone mitbestimmt. Zahnräder mit hoher Leistungsanforderung werden in der Regel einsatzgehärtet und anschließend aufgrund des Härteverzuges im Bereich der Zahnflanke geschliffen. Infolge der Schleifbearbeitung kommt es zu einer mechanischen und thermischen Beeinflussung der Randzone, wodurch z.B. Gefügezustand, Härte und Eigenspannungen signifikant beeinflusst werden. Wie und in welchem Maße hierdurch die Flankentragfähigkeit beeinflusst wird, ist bisher nur unzureichend bekannt.

Die in der Zahnradnorm DIN 3990 Teil 5 belegten Festigkeitskennwerte einsatzgehärteter Stirnräder gelten für Mindestanforderungen hinsichtlich der Randhärte und der Ausbildung der Randzone, wobei eine erkennbare Randzonenbeeinflussung infolge der Schleifbearbeitung für die Qualitäten MQ und ME nicht zulässig ist. Nach ISO 6336 sind dagegen – unter Angabe gleicher Festigkeitskennwerte für die einzelnen Werkstoffqualitäten – geringe Anlasseffekte infolge einer Schleifbearbeitung zulässig. Angaben zum Einfluss des Eigenspannungszustandes auf die Flankentragfähigkeit sind in beiden Normen nicht belegt.

Zielsetzung der vorliegenden Arbeit war die Ermittlung des Einflusses der durch die Schleifbearbeitung der Zahnflanke beeinflussten Randzoneneigenschaften und -kennwerte auf die Flankentragfähigkeit einsatzgehärteter Zahnräder. Der vergleichende Einsatz bisher üblicher Prüfmethode und moderner zerstörungsfrei Messverfahren erlaubte dabei eine umfassende Ermittlung der unterschiedlichen Werkstoffkennwerte und eine Korrelation der Ergebnisse untereinander.

Die Aussagen zur Zahnflankentragfähigkeit in Abhängigkeit der Randzonenausbildung führen zu einer Minderung der Schadensrisiken, wobei Festigkeitsreserven bei der Auslegung genutzt und eine optimierte Randzonenausbildung beim Schleifprozess angestrebt werden können.

Im Rahmen von experimentellen Untersuchungen wurde die Flankentragfähigkeit einsatzgehärteter, geschliffener Zahnräder mit unterschiedlichen Randzonenausbildungen in Laufversuchen experimentell bestimmt. Die geschliffenen Prüfritzel wurden nach ISO 14104 [19] in wässriger Salpetersäure (Nital) geätzt und den entsprechenden Varianten (Randzonenzuständen) zugeordnet.

Die unterschiedlichen Gefüge- und Randzonenzustände aller Varianten wurden außerdem vergleichend mit herkömmlichen und modernen Prüfverfahren charakterisiert und erlauben somit eine Korrelation zwischen den Randzoneneigenschaften und der Tragfähigkeit.

Die unterschiedlichen Mess- und Prüfverfahren, die zur Schleifbranderkennung im Vorhaben Anwendung fanden, wurden miteinander verglichen und bewertet. Dabei konnten Korrelationen zwischen zerstörender und zerstörungsfreier Prüftechnik aufgezeigt werden. Außerdem lässt sich feststellen, dass eine detaillierte Aussagen zum vorliegenden Randzonenzustand und zur Minderung der Flankentragfähigkeit durch Schleifbrand, in der Regel nur durch die Kombination mehrerer Prüfverfahren, z.B.

flächenhafte Prüfung (Nitalätzung oder Barkhausenrausch-Messung) und anschließende lokale Indikation (Oberflächenhärtemessung) möglich sind.

In Laufversuchen wurden die dauerhaft ertragbaren nominellen Zahnflankenpressungen $\sigma_{H0\infty,50\%}$ der unterschiedlichen Prüfvarianten sowie die daraus resultierenden Zahnflankendauerfestigkeitskennwerte nach DIN 3990 [3] σ_{Hlim} ermittelt. Die Versuchsergebnisse belegen, dass es bei den untersuchten Prüfvarianten in Abhängigkeit der Randzonenbeeinflussung durch Schleifbrand zu einer unterschiedlich starken Minderung der Dauerfestigkeit gegenüber den Referenzvarianten ohne Schleifbrand kommt:

- Bei der teilwälzgeschliffenen Prüfvariante mit leichtem Schleifbrand auf rund 10% der aktiven Flanke wurde keine Minderung der Grübchendauerfestigkeit gegenüber dem schleifbrandfreien Randzonenzustand festgestellt.
- Vergrößert sich die Ausdehnung der Schleifbrandschädigung auf der Zahnflanke (~25% bzw. 100%) so wird die Grübchendauerfestigkeit gegenüber dem schleifbrandfreien Randzonenzustand deutlich gemindert.
- Maßgebend für den Betrag der Tragfähigkeitsminderung ist auch die Stärke der Randzonenbeeinflussung durch Schleifbrand. So liegt bei der Prüfvariante mit starkem Schleifbrand (D) eine größere Dauerfestigkeitsminderung als bei leichtem Schleifbrand (B) vor.
- Die Prüfvariante mit Neuhärtung zeigte die geringste Dauerfestigkeitsminderung, führte in den Laufversuchen jedoch vermehrt zu Graufleckenbildung an einzelnen Zähnen im Bereich der Fußflanke.
- Die stärkste Dauerfestigkeitsminderung wurde bei den durch Schleifbrand geschädigten profilformgeschliffenen Prüfvarianten festgestellt. Die Ursache für die starke Minderung der Tragfähigkeit bei den profilformgeschliffenen, schleifbrandgeschädigten Prüfvarianten könnte auf die größere Tiefenwirkung der Randzonenbeeinflussung bei diesem Schleifverfahren zurückzuführen sein.

Weiterhin erfolgten Flankentragfähigkeitsuntersuchungen an Prüfvarianten, bei denen die schleifbrandgeschädigten Ritzel nach der Hartfeinbearbeitung kugelgestrahlt wurden. Das Kugelstrahlen, das hier als mögliche Reparaturmaßnahme bei Schleifbrand erprobt wurde, führte durch die Induzierung hoher Druckeigenstressungen zu einer deutlichen Veränderung des Eigenspannungszustandes in der Randzone. Gleichzeitig wurde hier jedoch auch die Flankenrauheit der Prüfritzel deutlich angehoben. In den Laufversuchen führte dies zu frühzeitigen Ausfällen der geprüften Radsätze durch starken Auskolkungsverschleiß und hohen Profilformabweichungen. Erst durch ein zusätzliches Gleitschleifen beider Verzahnungspartner d.h. von kugelgestrahltem Prüfritzeln und ungestrahltem Prüfrädern konnte der Auskolkungsverschleiß vollständig unterdrückt und die Flankentragfähigkeit der Referenzvariante wieder erreicht werden.

Die experimentellen Ergebnisse wurden umfassend ausgewertet und ein Berechnungsansatz für die Zahnflankentragfähigkeit, in dem der Randzonenzustand der geschliffenen Flanke Berücksichtigung findet, erarbeitet. Dabei wurden zulässige

Grenzwerte zur Zahnflankentragfähigkeit in Abhängigkeit des Randzonenzustandes ausgewiesen und daraus folgende Ergänzungen zu den, für die Werkstoffqualitäten ME/ML/MQ nach DIN 3990/ISO 6336 bestehenden Anforderungen hinsichtlich Schleifbrand abgeleitet:

Qualität ME: Schleifbrand nicht zulässig.

Qualität MQ: nur **Schleifbrandzustand FB1**, d.h. leichter Schleifbrand auf < 10% der Zahnflanke zulässig.

Qualität ML: Randzonenbeeinflussung **bis Schleifbrandzustand FB3**, d.h. leichter Schleifbrand auf 100% der Zahnflanke zulässig.

Weiterhin wurde ein entsprechender Einflussfaktor, der Randzonenfaktor Z_S , zur Einbringung in das Rechenverfahren nach DIN 3990/ISO 6336 vorgeschlagen, der nach verschiedenen Methoden in Abhängigkeit von unterschiedlichen Randzonenkennwerten bestimmt werden kann.

Unter Berücksichtigung der örtlichen Randzoneneigenschaften erfolgte die lokale Betrachtung des Beanspruchungs- und Festigkeitsgeschehens anhand erweiterter Modellvorstellungen. Auf Basis dieser theoretischen Betrachtungen wurde ein Vorschlag zur Erweiterung der bestehenden Modellansätze erarbeitet, der die Berücksichtigung des experimentell belegten Verfestigungsvermögens schleifbrandgeschädigter Randzonen bei Wälzbeanspruchung ermöglicht.

Der erweiterte Modellansatz zeigt für alle untersuchten Varianten eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Versuchsergebnissen und erlaubt eine weiterführende werkstoffmechanische Bewertung der örtlichen Beanspruchung und Festigkeit in Zusammenhang mit einer Randzonenbeeinflussung durch die Schleifbearbeitung.

Ausblick und offenen Fragen

Folgende Fragestellungen, die sich im Zuge der hier durchgeführten Untersuchungen ergaben, konnten im Rahmen der vorliegenden Arbeit nicht abschließend geklärt werden:

- Es ist unklar, ob der Randzonenzustand FB1 auch bei größeren Zahnrädern in Hinblick auf die Anforderungen an einsatzgehärtete Zahnräder der mittleren Werkstoff MQ nach DIN3990 [3]/ISO 6336 [18] zulässig ist.
Die Prüfvariante mit dem Randzonenzustand FB1 (leichter Schleifbrand auf 10% der aktiven Flanke) zeigte gegenüber dem schleifbrandfreien Referenzzustand keine Minderung der Flankentragfähigkeit. Für größere Verzahnungen ($m_n \gg 5$ mm, $b \gg 14$ mm) bei denen ein Flächenanteil von 10% der beanspruchten Flanke, absolut gesehen, einen deutlich größeren Randzonenbereich umfasst, stellt sich hier die Frage nach der Übertragbarkeit der Versuchsergebnisse.
- In der vorliegenden Arbeit wurde ein tragfähigkeitsmindernder Einfluss durch eine oberflächennahe Randzonenschädigung an der Zahnflanke experimentell festgestellt, der bei Verzahnungen mit größerem Modul oder Achsabstand mögli-

cherweise anders ausfallen könnte. Mit zunehmendem Krümmungsradius wandert das Maximum der Wälzbeanspruchung in eine größere Bauteiltiefe, während durch das Schleifen (nur?) Randzonenbereiche nahe der Bauteiloberfläche beeinflusst werden. Ein verändertes Schadensbild hinsichtlich Flankenschäden ist denkbar.

- In Abhängigkeit des verwendeten Schleifverfahrens (Teilwälz- oder Profilformschleifen) ergeben sich anscheinend unterschiedliche Tiefenwirkungen der Randzonenschädigung. Aus diesem Grund könnten weitere Untersuchungen an profilformgeschliffenen Prüfrädern zielführend sein.
- In der vorliegenden Arbeit lagen die Bereiche mit der stärksten Randzonenbeeinflussung stets auch im Bereich der höchsten Flankenbeanspruchung (Fußflanke, Bereich negativen Gleitens). Möglicherweise wirkt sich eine Schleifbrandschädigung in anderen Flankenbereichen, z.B. im Kopfflankenbereich, anders auf die Tragfähigkeit aus.
- Es stellt sich die Frage ob nach einer Kugelstrahlbehandlung als Reparaturmaßnahme bei Schleifbrand ein zusätzliches Gleitschleifen zwingend notwendig ist. Möglicherweise können die Strahlparameter so gewählt werden, dass sich günstige Druckeigenstressungen ausbilden und gleichzeitig eine möglichst gleichbleibende bzw. ausreichend hohe Oberflächenqualität an den Zahnflanken sichergestellt wird. Untersuchungen dazu wären hilfreich.
- Das aufgezeigte Potenzial der zerstörungsfreien Prüfverfahren, insbesondere das des 3MA-Systems, sollte weiterentwickelt werden. Es sollten Möglichkeiten den hohen Kalibrierungsaufwand dieses Verfahrens zu verringern untersucht und geprüft werden.

12 Literaturverzeichnis

Normen und Richtlinien

- [1] DIN 1319: Grundlagen der Messtechnik. Januar 1995
- [2] DIN 3962 Teil 1-3: Toleranzen für Stirnverzahnungen. Beuth-Verlag, Berlin, 1987
- [3] DIN 3990 Teil 1-5: Tragfähigkeitsberechnung von Stirnrädern. Beuth-Verlag, Berlin, 1987
- [4] DIN 50602: Metallographische Prüfverfahren; Mikroskopische Prüfung von Edelstählen auf nichtmetallische Einschlüsse mit Bildreihen. Beuth-Verlag, Berlin, 1985
- [5] DIN EN 10084: Einsatzstähle – Technische Lieferbedingungen. 1998
- [6] DIN EN 10228-3: Zerstörungsfreie Prüfung von Schmiedestücken aus Stahl - Teil 3: Ultraschallprüfung von Schmiedestücken aus ferritischem oder martensitischem Stahl (Nachfolgedokument von SEP 1921). Juli 1998
- [7] DIN EN 15305: Zerstörungsfreie Prüfung: Röntgendiffraktometrisches Prüfverfahren zur Ermittlung der Eigenspannungen. Entwurf, Oktober 2005
- [8] DIN EN ISO 642: Stahl – Stirnabschreckversuch (Jominy-Versuch). Januar 2000
- [9] DIN EN ISO 643: Stahl - Mikrophotographische Bestimmung der scheinbaren Korngröße. September 2003
- [10] DIN EN ISO 2639: Stahl – Bestimmung und Prüfung der Einsatzhärtungstiefe. April 2003
- [11] DIN EN ISO 4287: Geometrische Produktspezifikationen (GPS) – Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren – Benennung, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit. Oktober 1998
- [12] DIN EN ISO 6507-1: Metallische Werkstoffe – Härteprüfung nach Vickers – Teil 1: Prüfverfahren. März 2006
- [13] DIN EN ISO 11562: Geometrische Produktspezifikationen (GPS) – Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren – Messtechnischen Eigenschaften von phasenkorrekten Filtern. September 1998
- [14] DIN EN ISO 18265: Metallische Werkstoffe – Umwertung von Härtewerten, Februar 2004
- [15] DIN ISO 525: Schleifkörper aus gebundenem Schleifmittel – Allgemeine Anforderungen, August 2000

- [16] DIN ISO 8486-1: Schleifkörper aus gebundenem Schleifmittel – Bestimmung und Bezeichnung der Korngrößenverteilung, Teil 1: Makrokörnung F4 bis F220, September 1997
- [17] DIN ISO 14635-1: Zahnräder – FZG-Prüfverfahren – Teil 1: FZG-Prüfverfahren A/8,3/90 zur Bestimmung der relativen Fresstragfähigkeit von Schmierölen, Mai 2006
- [18] ISO 6336-5: Calculation of load capacity of spur and helical gears – Part 5: Strength and quality of materials, 2003
- [19] ISO 14104: Gears – Surface temper etch inspection after grinding. 1997
- [20] VDI/VDE-Richtlinie 2607: Rechenunterstützte Auswertung von Profil- und Flankenlinienmessungen an Zahnrädern mit Evolventenprofil. VDI-Verlag, Düsseldorf, 2000
- [21] VDI/VDE-Richtlinie 2616: Härteprüfung an metallischen Werkstoffen. Blatt 1, VDI-Verlag, Düsseldorf, 2002

Zeitschriftenaufsätze, Bücher, Dissertationen

- [22] Bader, M.: Beitrag zur Charakterisierung der Wälzbeanspruchung von Gradientenschichten – Am Beispiel von Nitrierschichten. Dissertation, Technische Universität Bergakademie Freiberg, 2002
- [23] Bausch, T.: Nitalätzung zum Nachweis von Schleifbrand. Antriebstechnik 21 Nr. 3, 1982
- [24] Blumenauer, H.: Werkstoffprüfung. Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Stuttgart, 1994
- [25] Börnecke, K.; Käser, W.; Rösch, H.: Grundlagenversuche zur Ermittlung der richtigen Härtetiefe bei Wälz- und Biegebeanspruchung. Abschlussbericht, Forschungsheft Nr. 36 der Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V., Frankfurt, 1976
- [26] Brinksmeier, E.: Prozeß- und Werkstückqualität in der Feinbearbeitung. Habilitation, Universität Hannover, 1991
- [27] Brinksmeier, E.: Randzonenanalyse geschliffener Werkstücke. Dissertation, Universität Hannover, 1982
- [28] Broszeit, E.: Die Werkstoffanstrengung im Wälzkontakt. In: Hengerer, F. (Hrsg.): Randschichtermüdung im Wälzkontakt, Berichtsband zur AWT-Tagung am 06. und 07. Mai 1992, Arbeitsgemeinschaft Wärmebehandlung und Werkstofftechnik e.V., S. 19-33, 1992
- [29] Bruckmeier, S.: Flankenbruch bei Stirnradgetrieben, Dissertation TU München, 2006

- [30] Dorn, S.; Hirsch, T.; Mayr, P.: Strukturmechanische Veränderungen an lokal vorgeschädigten Kugellagern bei Wälzbeanspruchung. Berichtsband zur AWT-Tagung „Randschichtermüdung im Wälzkontakt“, S. 221-235, 1992
- [31] Dubbel, Taschenbuch für den Maschinenbau. 21. Auflage, Springer Verlag, Berlin Heidelberg New York, 2005
- [32] Elstorpff, M.-C.: Einflüsse auf die Grübchentragfähigkeit einsatzgehärteter Zahnräder bis in das höchste Zeitfestigkeitsgebiet. Dissertation TU München, 1993
- [33] Emmert, S; Schönnenbeck, G.: Testverfahren zur Untersuchung des Schmierstoffeinflusses auf die Entstehung von Grauflecken bei Zahnrädern. FVA-Informationsblatt 54/7, Forschungsvereinigung Antriebstechnik e. V., Frankfurt, 1993
- [34] Feng, Xi-Qiao; Gross, D.: A global/local Shakedown analysis method of elastoplastic cracked structures. Engineering fracture mechanics 63, S. 179-192, 1999
- [35] Föppl, L.: Drang und Zwang. 3. Band, Leipzig-Verlag, München, 1947
- [36] Gabelli, A.; Voskamp, A. P.; Shearer, S.; Ioannides, E.: The Service Life of Rolling Element Bearings- Stress Field and Material Response Analysis. In: Gleit- und Wälzlagerungen, Berichtsband zur Tagung am 3./4. März 1998 in Veitshöchheim, VDI-Berichte 1380 S. 171-196, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1998
- [37] Goodman, J.: Mechanics applied to engineering. Longmans, Green, London, 1899
- [38] Graus, Martin: Zerstörungsfreie Randschichtcharakterisierung an geschliffenen Teilen aus der Antriebstechnik. Diplomarbeit, IZfP-Saarbrücken, 1998
- [39] Hähl Th.; Verformungs- und Versagensverhalten hochfester Werkstoffzustände des Stahls 100Cr6 bei einachsiger Zug-Druck-Beanspruchung sowie mehrachsiger Hertzscher Pressung. Dissertation Universität Karlsruhe (TH), 1995
- [40] Hähl, Th.; Wüst, M.; Scholtes, B.; Macherauch, E.: Strukturelle Änderung bei der Überrollung thermisch vorgeschädigter Wälzelemente. Härterei Technische Mitteilungen 49, S. 40 – 47, 1994
- [41] Hahn, M.: Festigkeitsberechnung und Lebensdauerabschätzung für metallische Bauteile unter mehrachsiger schwingender Beanspruchung. 1. Auflage, Wissenschaft und Technik Verlag, Berlin, 1995
- [42] Hertter, T.: Rechnerischer Festigkeitsnachweis der Ermüdungstragfähigkeit vergüteter und einsatzgehärteter Stirnräder. Dissertation, TU-München, 2003
- [43] Hertter, T.: Beanspruchung des Wälzkontaktes bei Punktberührung. Diplomarbeit, Lehrstuhl für Maschinenelemente, TU München, 1997

- [44] Hertter, T.; Denne, B.; Lösche, Th.: Analyse der Spannungsfelder in EHD-Kontakten. Abschlussbericht, Bayrische Forschungsstiftung, 2000
- [45] Hertz, H.: Über die Berührung fester elastischer Körper. Ges. Werke 1. Band, Barth Verlag, Leipzig, 1895
- [46] Höhn, B.-R.; Oster, P.: Der Flankenkontakt – ein elasto-hydrodynamischer Wälzkontakt. VDI-Berichte Nr. 1207, S. 93-106, 1995
- [47] Hönscheid, W.: Abgrenzung werkstoffkundlicher Schleifbedingungen für die Titanlegierung TiAl6V4. Dissertation, RWTH-Aachen, 1975
- [48] Hösel, Th.; Goebbelet, J.: Empfehlungen zur Vereinheitlichung von Flanken-tragfähigkeitsversuchen an vergüteten und einsatzgehärteten Zahnrädern. FVA-Merkblatt Nr. 0/5, 1979
- [49] Hösel, Th.; Joachim, F.: Zahnflankenwälzfestigkeit unter Berücksichtigung der Ausfallwahrscheinlichkeit. Antriebstechnik 17, Nr. 2, S. 533 – 537, 1978
- [50] Ilg, U.: Strukturelle Änderungen in unterschiedlich wärmebehandelten Wälz-körpern aus 100Cr6 und 20MnCr5 bei wälz- sowie Wälz-Gleit-Beanspruchung. Dissertation Universität Karlsruhe (TH), 1980
- [51] Issler, L.; Ruoß, H.; Häfele, P.: Festigkeitslehre – Grundlagen. Springer Ver-lag, Berlin, 1995
- [52] Joachim, F. J.: Untersuchungen zur Grübchenbildung an vergüteten und nor-malisierten Zahnrädern, Einfluss von Werkstoffpaarung, Oberflächen- und Ei-genspannungszustand. Dissertation TU München, 1984
- [53] Johnson, K.L.: The application of shakedown principles in rolling and sliding contact. Eur. J. Mech. A/Solids, 11, S. 155-172, 1992
- [54] Karas, F.: Die äußere Reibung bei Walzendruck. Forschung Ingenieurwesen 12, S. 266-274, 1941
- [55] Käser, W.: Beitrag zur Grübchenbildung an gehärteten Zahnrädern. Einfluss von Härtetiefe und Schmierstoff auf die Flankentragfähigkeit. Dissertation TU München, 1977
- [56] Kapoor A.; Williams, J.A.: Shakedown limits in sliding contacts on a surface-hardened halfspace, Wear, 172, S. 197-206, 1994
- [57] Kersten, M.: Probleme der technischen Magnetisierungskurve. herausgege-ben von R. Becker, Springer-Verlag, Berlin, 42-72, 1938
- [58] Kloos, K. H.: Eigenspannungen, Definition und Entstehungsursachen. Zeit-schrift für Werkstofftechnik 10, Heft 9, S. 293-302, 1979

- [59] Knauer, G.: Grundlagenversuche zur Ermittlung der richtigen Härtetiefe bei Wälz- und Biegebeanspruchung – Ergänzungsversuche zum Größeneinfluss an einsatzgehärteten Rädern aus 16MnCr5. Abschlußbericht, Forschungsheft Nr. 223 der Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V., Frankfurt, 1986
- [60] Kobialka, C.: Kleinjans, M.: Weiße Schichten. Literaturrecherche. Forschungsvorhaben Nr. 747 der Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V., Frankfurt, 2000
- [61] Köcher, J.: Einfluss von Kugelstrahlen auf die Zahnflankentragfähigkeit einsatzgehärteter Zylinderräder. Abschlussbericht, Forschungsheft Nr. 449 der Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V., Frankfurt, 1995
- [62] Koiter, W. T.: A new general theorem an shake-down of elastic-plastic structures. Koninkl Ned. Ak. Wetensahp., B. 59, S. 24-34, 1956
- [63] Kondorskij, E.: Phys. Z. Sowiet 11 597, 1937
- [64] Kosche, H.: Ursachen und Erscheinungsformen von Ursachen und Erscheinungsformen von Schleifschäden an einsatzgehärteten Stirnrädern und ihre Auswirkungen auf deren Tragfähigkeit. Abschlußbericht, Forschungsheft Nr. 29 der Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V., Frankfurt, 1975
- [65] Kosche, H.: Das schadensfreie Verzahnungsschleifen von einsatzgehärteten Zylinderrädern aus 16MnCr5. Dissertation, RWTH-Aachen, 1976
- [66] Lang, O. R.: Dimensionierung komplizierter Bauteile aus Stahl im Bereich der Zeit- und Dauerfestigkeit. Z. Werkstofftech. 10, S. 24-29, 1979
- [67] Laue, S.; Krug, T.: Randschichtschädigung – Zahnfußfestigkeit, Strukturmechanische Untersuchungen zum Randschichteinfluss auf Rissbildung und -ausbreitung bei einsatzgehärteten Stählen. Abschlussbericht, Forschungsheft Nr. 669 der Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V., Frankfurt, 2002
- [68] Leep, R.W.; Pasley, R.L.: Method and System for Investigation the Stress Condition of Magnetc Materials. United States Patent No. 3.427.872, 1969
- [69] Linke, H.: Stirnradverzahnung. Berechnung, Werkstoffe, Fertigung. Carl Hanser Verlag München, Wien, 1996
- [70] Liu, J.: Beitrag zur Verbesserung der Dauerfestigkeitsberechnung bei mehrachsiger Beanspruchung. Dissertation TU Clausthal, 1991
- [71] Liu, J.: Weakest link theory and multiaxial criteria. Berichtsband zur 5th International Conference on Biaxial / Multiaxial Fatigue and Fracture, S. 45-62, Crakow (Polen), 1997
- [72] Lüpfer, H.-P.: Beurteilung der statischen Festigkeit und Dauerfestigkeit metallischer Werkstoffe bei mehrachsiger Beanspruchung. Freiburger Forschungshefte, Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1994

- [73] Macherauch, E; Kloos, K. H.: Bewertung von Eigenspannungen. „Eigenspannungen und Lastspannungen“. HTM Beiheft, S. 175-194, 1982
- [74] Melan, E.: Der Spannungszustand eines „Mises-Hencky’schen“ Kontinuums bei veränderlicher Belastung. Sitzungsbericht d. Akad. d. Wiss., Abt. IIa, 147. Bd., S. 73-87, 1938
- [75] Melan, E.; Parkus, H.: Wärmespannungen infolge instationärer Temperaturfelder, Springer Verlag, Wien, 1953
- [76] Meyer, L.; Seedorf, T.: Entwicklung sensorischer Schleifwerkzeuge zur Schleifbrandvermeidung an antriebstechnischen Bauteilen. Abschlussbericht, Forschungsheft Nr. 736 der Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V., Frankfurt, 2004
- [77] Michaelis, K.: Die Integraltemperatur zur Beurteilung der Freßtragfähigkeit von Stirnradgetrieben. Dissertation TU München, 1987
- [78] Mow, V. C., Cheng, H. S.: Thermal stresses in a convective elastic half space, associated with an arbitrary distributed fast moving heat source, MIT Reprint 65 TR 60, Acz., 1965
- [79] Niemann, G.; Winter, H.: Maschinenelemente Band II. Springer Verlag Berlin, Heidelberg, New York, 2. Auflage 1989
- [80] Niemann, G.; Winter, H.; Höhn, B.-R.: Maschinenelemente Band I. Springer Verlag Berlin, Heidelberg, New York, 3. Auflage 2001
- [81] Ohlendorf, H.: Verlustleistung und Erwärmung von Stirnrädern, Dissertation TH München, 1958
- [82] Oster, P.: Beanspruchung der Zahnflanken unter Bedingungen der Elasto-hydrodynamik. Dissertation, TU-München, 1982
- [83] Otto, M.; Thoma, F.; Oster, P., Höhn B.-R.: FVA-Ritzelkorrektur (Rikor H 1.0), Benutzeranleitung, Forschungsheft Nr. 481 der Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V., Frankfurt, 2005
- [84] Regent, C.: Erkennung und Vermeidung von Schleifbrand beim Verzahnungsschleifen. Abschlussbericht, Forschungsheft Nr. 469 der Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V., Frankfurt, 1995
- [85] Regent, C.; Mandrysch, T.: Industriefähiges Überwachungssystem zur Schleifbrandanalyse. Abschlussbericht, Forschungsheft Nr. 578 der Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V., Frankfurt, 1999
- [86] Reister, D.: Einseitiges Breitentragen bei Stirnrädern. Dissertation TU München, 1965

- [87] Saxler, W.: Erkennung von Schleifbrand durch Acoustic Emission (AE). Abschlussbericht. Forschungsheft Nr. 466 der Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V., Frankfurt, 1995
- [88] Schatt, W.: Einführung in die Werkstoffwissenschaft. Dr. Alfred Hüthig Verlag, Heidelberg, 1987
- [89] Schedl, U.: Einfluss des Schmierstoffes auf die Grübchenlebensdauer einatzgehärteter Zahnräder. Dissertation TU München, 1998
- [90] Schilling, M.: Referenzöle für Wälz- und Gleitlager, Zahnrad- und Kupplungsversuche. Datensammlung für Mineralöle, Forschungsheft Nr. 180 der Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V., Frankfurt, 1985
- [91] Schlattmeier, H.: Zahnfußtragfähigkeitssteigerung durch optimiertes Schleifen der Zahnfußausrundung. Abschlussbericht, Forschungsheft Nr. 619 der Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V., Frankfurt, 2001
- [92] Schlattmeier, H.: Diskontinuierliches Zahnflankenprofilschleifen mit Korund. Dissertation, RWTH-Aachen, 2003
- [93] Schrade, U.: Einfluss von Verzahnungsgeometrie und Betriebsbedingungen auf die Graufleckentragfähigkeit von Zahnradgetrieben, Dissertation TU München, 2000
- [94] Schreiber, E.: Werkstoffliche Schadensanalyse – ein Instrument zur Ermittlung realer Beanspruchungsverhältnisse. In: Forschung – Grundlage für Produkte der Zukunft, FAG Publ.-Nr. WL 40205 DA, Nürnberg: Spandel Druck, S. 47-60, 1991
- [95] Schwienbacher, S.: Ermittlung und Charakterisierung von Randzonenkennwerten und -eigenschaften und deren Einfluss auf die Flankentragfähigkeit einatzgehärteter, geschliffener Zahnräder, Abschlussbericht, Forschungsvorhaben Nr. 453 der Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V., Frankfurt, 2007
- [96] Simbürger, A.: Festigkeitsverhalten zäher Werkstoffe bei mehrachsigen phasenverschobenen Schwingbeanspruchung mit körperfesten und veränderlichen Hauptspannungsrichtungen. Dissertation TH Darmstadt, 1975
- [97] Stahl, K.: Lebensdauerstatistik. Leitfaden zur Statistik in der Betriebsfestigkeit (Teil II). Abschlussbericht, Forschungsheft Nr. 580 der Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V., Frankfurt, 1999
- [98] Stenico, A.; Krug, T.: Eigenspannungen Zahnfuß, Eigenspannungseinfluss auf die Zahnfußtragfähigkeit kleinmoduliger Zahnräder. Abschlussbericht, Forschungsheft Nr. 745 der Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V., Frankfurt, 2004

- [99] Stimpel, F.: Richtlinie zum Einsatz der magnetischen Barkhausen-Rauschanalyse in der Antriebstechnik. Möglichkeiten, Grenzen, Einsatzgebiete. Abschlusspräsentation zur FVA-Studie 239 III, Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V., Frankfurt, 2006
- [100] Tauscher, H.; Stecher, E.: Beziehungen zwischen der Wälzfestigkeit und der Oberflächenhärte der Einsatzstähle. Maschinenbautechnik 22, Heft 1, S. 22-27, 1973
- [101] Theiner, W. A., Altpeter, I.: Eigenspannungsmessungen mit ferromagnetischen und magnetoelastischen Verfahren und deren Abhängigkeit vom Werkstoffzustand. 2nd European Conference on Non-Destructive Testing, Paper C-6, Wien, 1981
- [102] Theiner, W. A., Karpuschewski, B.: Zerstörungsfreie Randschichtprüfung von einsatzgehärteten Werkstoffen. Abschlussbericht, Forschungsheft Nr. 424 der Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V., Frankfurt, 1994
- [103] Theiner, W. A.; Kern, R.; Stoh, M.: Process integrated non-destructive testing of ground and case hardened parts. 8th European Conference on Non-Destructive Testing, Barcelona, 2002
- [104] Theiner, W.A.; Reimringer, B.; Kopp, H.; Gessner, M.: The 3MA-Testing Equipment, Application Possibilities and Experiences, in Nodestructive Characterization of Materials. ed. by P. Höller et al, Springer Verlag 699, 1989
- [105] Thomas, J.: Flankentragfähigkeit und Laufverhalten von hart-feinbearbeiteten Kegelrädern. Dissertation TU München, 1997
- [106] Tiitto, S.: On the Influence of Microstructure on Magnetization Transitions in Steel. Acta Polytechnica Scandinavica, Applied Physics Series No. 119, 1977
- [107] Tobie, T.: Einfluss der Einsatzhärtungstiefe auf die Grübchen- und Zahnfußtragfähigkeit großer Zahnräder. Abschlussbericht, Forschungsheft Nr. 622 der Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V., Frankfurt, 2001
- [108] Tobie, T.: Zur Grübchen- und Zahnfußtragfähigkeit einsatzgehärteter Zahnräder. Dissertation, TU-München, 2001
- [109] Voskamp, A. P.: Microstructural Changes During Rolling Contact Fatigue – Metal Fatigue in the Subsurface Region of Deep Groove Ball Bearing Inner Rings. Dissertation, Technische Universität Delft, 1997
- [110] Weigand, U.: Steigerung der Zahnfußtragfähigkeit durch Reinigungsstrahlen. Abschlussbericht, Forschungsheft Nr. 575 der Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V., Frankfurt, 1999
- [111] Winderlich, B.: Das Konzept der lokalen Dauerfestigkeit und seine Anwendung auf martensitische Randschichten, insbesondere Laserhärtungsschichten. Mat.-wiss. u. Werkstofftech. 21, S. 378-389, 1990

-
- [112] Wong, S. K.; Kapoor, A.; Williams, J. A.: Shakedown limits on coated and engineered surfaces. *Wear* 203-204, S. 162-170, 1997
- [113] Zenner, H.; Richter, I.: Eine Festigkeitshypothese für die Dauerfestigkeit bei beliebigen Beanspruchungskombinationen. *Konstruktion* 29, S. 11-18, 1977
- [114] Zwirlein, O.; Schlicht, H.: Werkstoffanstrengung bei Wälzbeanspruchung - Einfluss von Reibung und Eigenspannungen. *Z. Werkstofftech.* 11, S. 1-14, 1980

13 Anhang	<u>Seite</u>
13.1 Geometrie- und Betriebsdaten der Prüfverzahnungen	A2
13.2 Schleifparameter beim Teilwälzschleifen	A3
13.3 Schleifparameter beim Profilformschleifen	A4
13.4 Faktoren zur Berechnung der Zahnflankenpressung.....	A5
13.5 Dokumentation der Untersuchungsergebnisse	A6
13.6 Rollscan – Messschriebe	A38

13.1 Geometrie- und Betriebsdaten der Prüfverzahnungen

Bezeichnung	Zeichen	Verzahnung	
		I	II
Achsabstand	a [mm]	75,6	91,5
Normalmodul	m_n [mm]	3	5
Zähnezahlverhältnis	z_1/z_2 [-]	23/25	17/18
Zahnbreite	b [mm]	14	14
Normaleingriffswinkel	α_n [°]	20	20
Schrägungswinkel	β [°]	0	0
Profilverschiebungsfaktor am Ritzel	x_1 [-]	0,719	0,514
Profilverschiebungsfaktor am Rad	x_2 [-]	0,676	0,407
Kopfkreisdurchmesser am Ritzel	d_{a1} [mm]	78,34	99,75
Kopfkreisdurchmesser am Rad	d_{a2} [mm]	84,49	104,45
Teilkreisdurchmesser am Ritzel	d_1 [mm]	69,00	85,00
Teilkreisdurchmesser am Rad	d_2 [mm]	75,00	90,00
Wälzkreisdurchmesser am Ritzel	d_{w1} [mm]	72,45	88,89
Wälzkreisdurchmesser am Rad	d_{w2} [mm]	78,75	94,11
Grundkreisdurchmesser am Ritzel	d_{b1} [mm]	64,84	79,87
Grundkreisdurchmesser am Rad	d_{b2} [mm]	70,48	84,57
Betriebseingriffswinkel	α_{wt} [°]	26,50	26,02
Profilüberdeckung	ε_α [-]	1,30	1,38
Gleitfaktor am Zahnfuß des Ritzels	K_{gf} [-]	0,304	0,438
Gleitfaktor am Zahnkopf des Ritzels	K_{ga} [-]	0,309	0,454
Spezifisches Gleiten (Zahnfuß) am Ritzel	ζ_{f1} [-]	-1,055	-2,048
Spezifisches Gleiten (Zahnfuß) am Rad	ζ_{f2} [-]	-1,035	-2,080
Ersatzkrümmungsradius am Wälzkreis	ρ_c [mm]	8,42	10,03
Drehzahl am Ritzel	n_1 min ⁻¹	3260,9	3000
Nennumfangsgeschwindigkeit am Wälzkr.	v_t m/s	12,37	13,96
Werkzeugdaten (Protuberanzfräser)			
Werkzeugkopfhöhenfaktor	h_{a0}/m_n [-]	1,67	1,59
Werkzeugkopfabrundungsfaktor	ρ_{a0}/m_n [-]	0,2	0,2
Werkzeugprotuberanz	pr [mm]	0,213	0,280
Bearbeitungszugabe	q [mm]	0,20	0,35

Tabelle A1 Geometrie- und Betriebsdaten der Prüfverzahnungen

13.2 Schleifparameter beim Teilwälzschleifen

Verzahnungsvariante I (Werkstoff 16MnCr5)		
Prüfvariante (Randzonenzustand)	FA0-I	FD3-I
Schleifscheibe (Fa. BURKA-KOSMOS)	W-BK 68461/00	W-BK 68461/00
Schruppschleifen		
Schnittgeschwindigkeit v_c [m/s]	35	35
Wälzgeschwindigkeit v_w [mm/min]	170	260
Doppelhubzahl DH [1/min]	200	140
Zustellung a_e [mm]	0,05	0,10
spez. Zeitspanvolumen Q'_w [mm ³ /mm·s]	2,71	5,77
Schlichtschleifen		
Schnittgeschwindigkeit v_c [m/s]	35	
Wälzgeschwindigkeit v_w [mm/min]	100	
Doppelhubzahl DH [1/min]	140	
Zustellung a_e [mm]	0,010 ÷ 0,016	
spez. Zeitspanvolumen Q'_w [mm ³ /mm·s]	0,68 ÷ 0,92	

Verzahnungsvariante II (Werkstoff 18CrNiMo7-6)						
Prüfvariante (Randzonenzustand)	FA0-II	FB1-II	FB2-II	FB3-II	FD3-II	FE3-II
Schleifscheibe (Fa. BURKA-KOSMOS)	L-BK 16486/1	W-BK 68461/00	L-BK 16486/1	W-BK 68461/00	W-BK 68461/00	W-BK 68461/00
Schruppschleifen						
Schnittgeschwindigkeit v_c [m/s]	35	35	35	35	35	35
Wälzgeschwindigkeit v_w [mm/min]	165	260	200	260	260	400
Doppelhubzahl DH [1/min]	200	140	170	140	140	100
Zustellung a_e [mm]	0,05	0,10	0,13	0,10	0,14	0,18
spez. Zeitspanvolumen Q'_w [mm ³ /mm·s]	2,55	5,54	5,14	5,54	7,76	10,21
Schlichtschleifen						
Schnittgeschwindigkeit v_c [m/s]	35					
Wälzgeschwindigkeit v_w [mm/min]	100					
Doppelhubzahl DH [1/min]	140					
Zustellung a_e [mm]	0,015 ÷ 0,020					
spez. Zeitspanvolumen Q'_w [mm ³ /mm·s]	0,79 ÷ 1,18					

Tabelle A2 Schleifparameter zur Erzeugung der unterschiedlichen Randzonenzustände

13.3 Schleifparameter beim Profilformschleifen

Verzahnungsvariante I (Werkstoff 16MnCr5)	
Prüfvariante (Randzonenzustand)	FB2P-I
Schleifscheibe	EKw 70/80 H/I 10 V 10 230
	Schruppschleifen
Schnittgeschwindigkeit v_c [m/s]	30
Vorschub v_f [mm/min]	4500
Zustellung a_e [mm]	0,044
spez. Zeitspanvolumen Q'_w [mm ³ /mm·s]	6,212
	Schlichtschleifen
Schnittgeschwindigkeit v_c [m/s]	30
Vorschub v_f [mm/min]	2500
Zustellung a_e [mm]	0,015
spez. Zeitspanvolumen Q'_w [mm ³ /mm·s]	1,177

Verzahnungsvariante II (Werkstoff 18CrNiMo7-6)			
Prüfvariante (Randzonenzustand)	FA0P-II	FD3P-II	FE2P-II*
Schleifscheibe	EKw 70/80 H/I 10 V 10 230	EKw 70/80 H/I 10 V 10 230	EKw 70/80 H/I 10 V 10 230
	Schruppschleifen		
Schnittgeschwindigkeit v_c [m/s]	30	30	30
Vorschub v_f [mm/min]	2500	4500	4500
Zustellung a_e [mm]	0,030	0,044	0,044
spez. Zeitspanvolumen Q'_w [mm ³ /mm·s]	2,415	6,093	6,093
	Schlichtschleifen		
Schnittgeschwindigkeit v_c [m/s]	30	30	30
Vorschub v_f [mm/min]	2500	2500	2500
Zustellung a_e [mm]	0,015	0,015	0,015
spez. Zeitspanvolumen Q'_w [mm ³ /mm·s]	1,207	1,142	1,142

Tabelle A3 Schleifparameter zur Erzeugung der unterschiedlichen Randzonenzustände,
 * Unterbrechung der Schleifölaufuhr im letzten Schruppergang jeweils im letzten Hub \Rightarrow Erreichen der Austenitisierungstemperatur im Fußflankenbereich und martensitische Abschreckung (Neuhärtung) durch das Schleiföl bei der Bearbeitung der nächsten Zahnücke

13.4 Faktoren zur Berechnung der Zahnflankenpressung

Bezeichnung	Zeichen	Verzahnung	
		I	II
Ritzel-Einzeleingriffsfaktor	Z_B	1,025	1,032
Zonenfaktor	Z_H	2,131	2,154
Elastizitätsfaktor	Z_E	189,8	189,8
Überdeckungsfaktor	Z_ϵ	0,948	0,934
Schrägenfaktor	Z_β	1,0	1,0
Geschwindigkeitsfaktor	Z_v	1,00	1,01
Rauheitsfaktor	Z_R	1,03	1,04
Schmierstofffaktor	Z_L	0,966	0,966
Werkstoffpaarungsfaktor	Z_W	1,0	1,0
Größeneinflussfaktor	Z_X	1,0	1,0
Anwendungsfaktor	K_A	1,0	1,0
Dynamikfaktor	K_v	1,2 ÷ 1,25	1,2 ÷ 1,25
Breitenfaktor	$K_{H\beta}$	1,01	1,03
Stirnfaktor	$K_{H\alpha}$	1,0	1,0

Tabelle A4 Faktoren zur Berechnung der Zahnflankenpressung nach DIN 3990

13.5 Dokumentation der Untersuchungsergebnisse

Prüfvariante FA0-II (Referenzvariante ohne Schleifbrand)

Achsabstand:	a	= 91,5 mm	Normalmodul:	m_n	= 5 mm
Normaleingriffswinkel:	α_n	= 20°	Schrägungswinkel:	β	= 0°
Zähnezahlen:	z_1/z_2	= 17/18	Zahnbreite:	b	= 14 mm
Profilverschiebungsfaktoren:			x_1/x_2	= 0,514/0,407	
Ersatzkrümmungsradius im Wälzpunkt:			ρ_C	= 10,03 mm	
Einzeleingriffsfaktor Ritzel:			Z_B	= 1,032	
Z-Faktoren:			$Z_L \cdot Z_V \cdot Z_R \cdot Z_W \cdot Z_X$	= 1,015	
K-Faktoren:			$K_A \cdot K_V \cdot K_{H\alpha} \cdot K_{H\beta}$	= 1,26	
Werkzeugkopfhöhe:			h_{a0}	= 1,59 · m_n	
Werkzeugkopfabrundungsradius:				= 0,2 · m_n	
Werkzeugprotuberanz:				= 0,28 mm	

Werkstoff: 18CrNiMo7-6
 Wärmebehandlung: Einsatzhärtung
 Schleifverfahren: Teilwälzschleifen

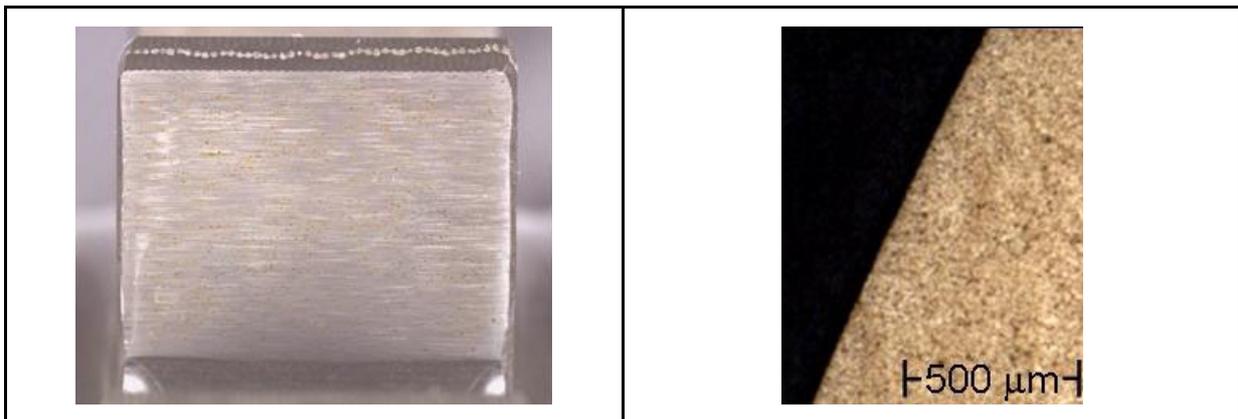
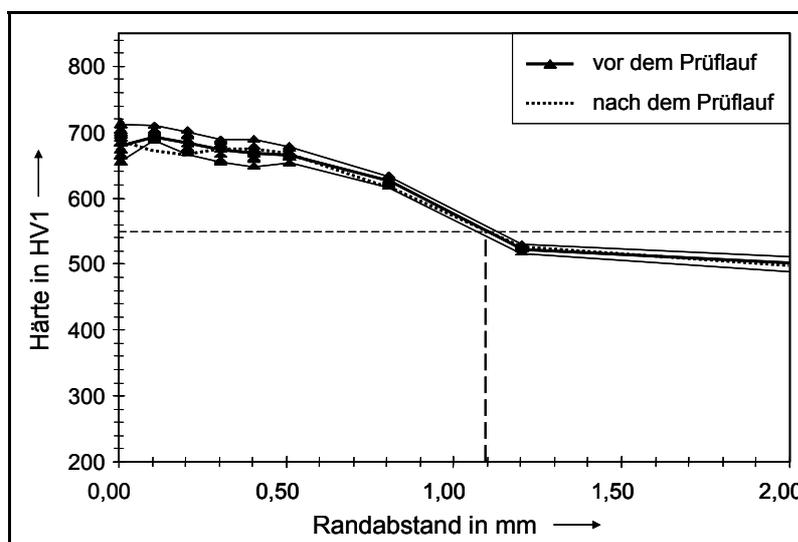


Bild A1 Ätzbild der Prüfritzelflanke nach dem Schleifen, Nitalätzung nach ISO 14104

Bild A2 Randzonengefüge der Prüfritzelflanke nach dem Schleifen, 50-fache Vergrößerung, 3% Salpetersäure in Ethanol, 20 s



Mittelwerte aus 3MA-Messungen an Prüfritzeln vor dem Prüflauf:

Oberflächenhärte:
OH = 677 HV1

Einsatzhärtungstiefe:
CHD = 1,09 mm

Bild A3 Härtetiefenverlauf, 3MA-Messungen vor und nach dem Prüflauf

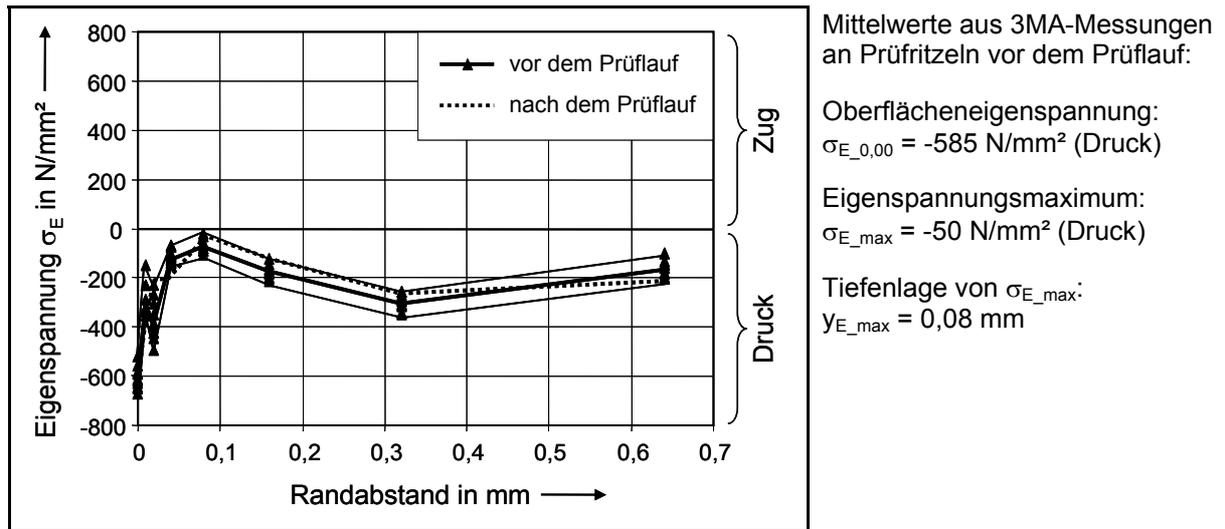


Bild A4 Eigenspannungstiefenverlauf, 3MA-Messungen vor und nach dem Prüflauf

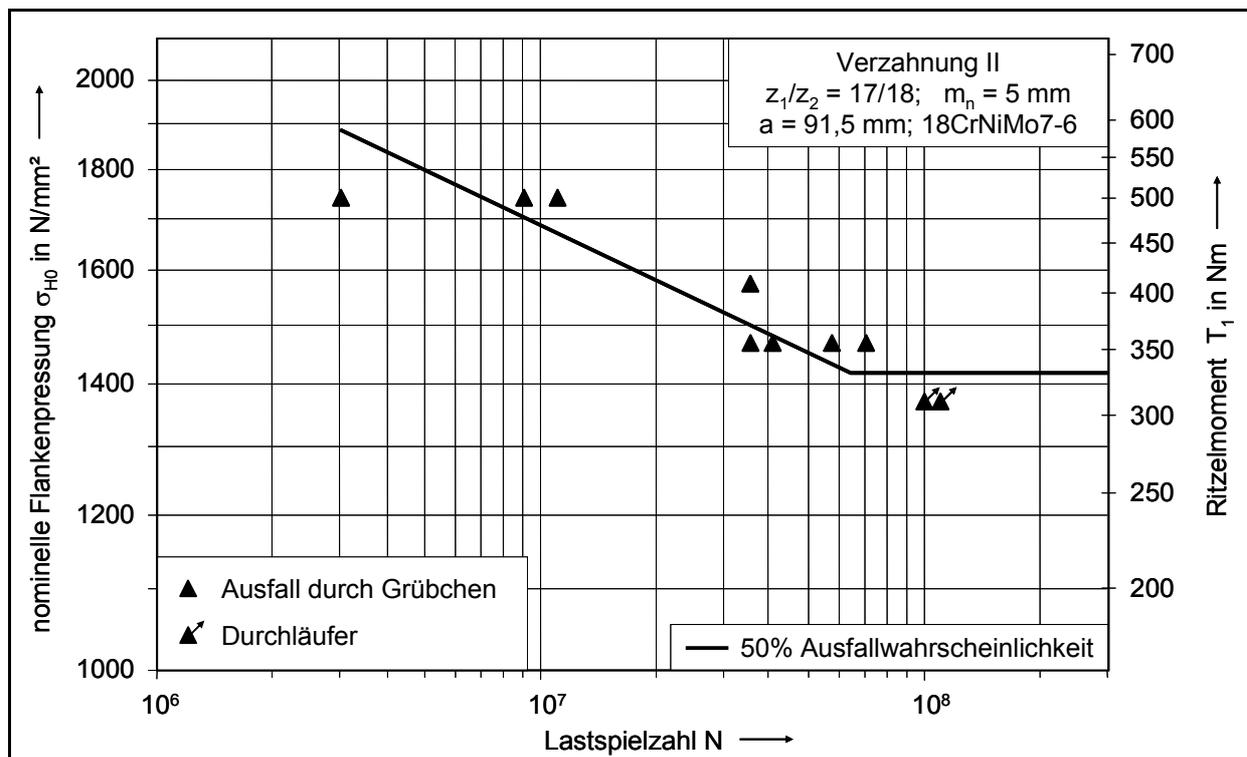


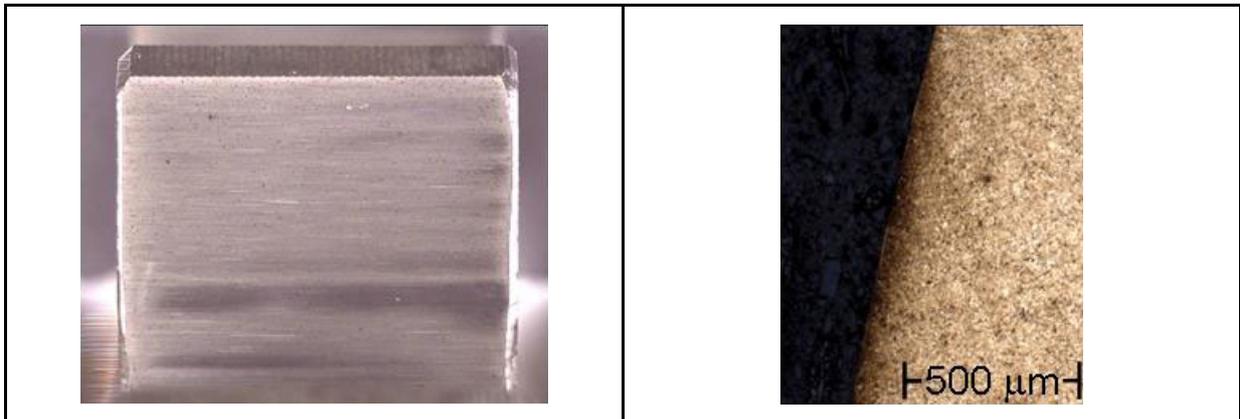
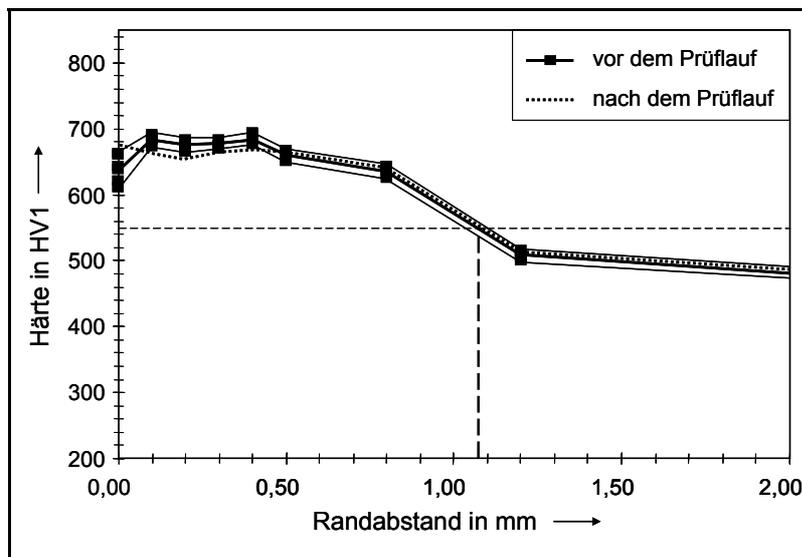
Bild A5 Versuchspunkte und Wöhlerlinie zur Grübchentragfähigkeit für 50% Ausfallwahrscheinlichkeit, Referenzvariante FA0-II ohne Schleifbrand

Prüfvariante FB1-II

(leichter Schleifbrand auf < 10% der aktiven Flanke)

Achsabstand:	a	= 91,5 mm	Normalmodul:	m_n	= 5 mm
Normaleingriffswinkel:	α_n	= 20°	Schrägungswinkel:	β	= 0°
Zähnezahlen:	z_1/z_2	= 17/18	Zahnbreite:	b	= 14 mm
Profilverschiebungsfaktoren:			x_1/x_2	= 0,514/0,407	
Ersatzkrümmungsradius im Wälzpunkt:			ρ_C	= 10,03 mm	
Einzeleingriffsfaktor Ritzel:			Z_B	= 1,032	
Z-Faktoren:	$Z_L \cdot Z_v \cdot Z_R \cdot Z_W \cdot Z_x$	= 1,015			
K-Faktoren:	$K_A \cdot K_v \cdot K_{H\alpha} \cdot K_{H\beta}$	= 1,26			
Werkzeugkopfhöhe:			h_{a0}	= 1,59 · m_n	
Werkzeugkopfabrundungsradius:				= 0,2 · m_n	
Werkzeugprotuberanz:				= 0,28 mm	

Werkstoff:	18CrNiMo7-6
Wärmebehandlung:	Einsatzhärtung
Schleifverfahren:	Teilwälzschleifen

**Bild A6** Ätzbild der Prüfritzelflanke nach dem Schleifen, Nitalätzung nach ISO 14104**Bild A7** Randzonengefüge der Prüfritzelflanke nach dem Prüflauf, 50-fache Vergrößerung, 3% Salpetersäure in Ethanol, 20 s

Mittelwerte aus 3MA-Messungen an Prüfritzeln vor dem Prüflauf:

Oberflächenhärte:
 OH = 637 HV1 (Anlasszone)
 OH = 682 HV1

Einsatzhärtungstiefe:
 CHD = 1,08 mm

Bild A8 Härtetiefenverlauf, 3MA-Messungen vor und nach dem Prüflauf

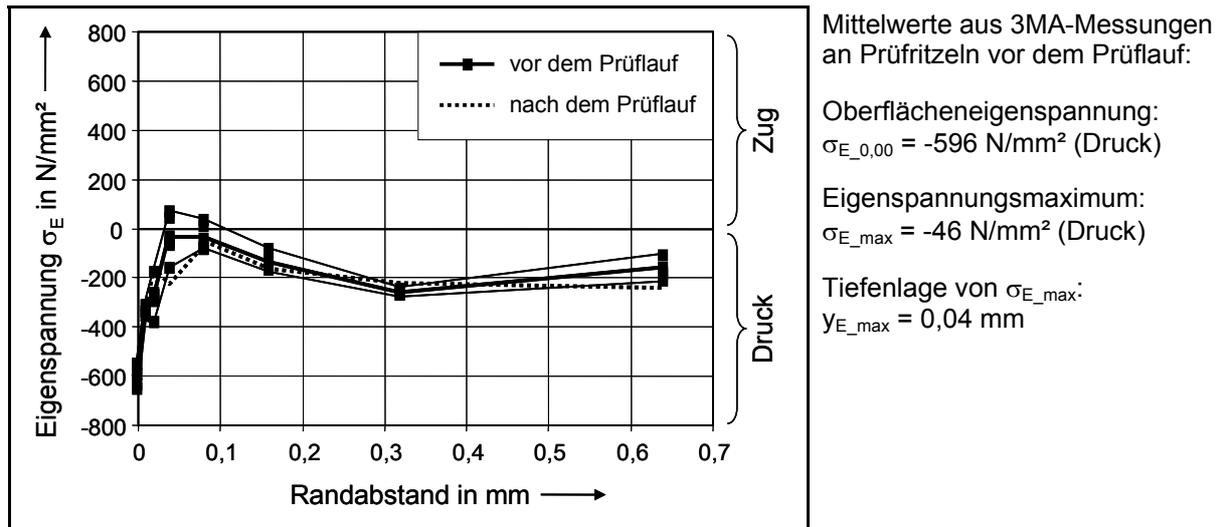


Bild A9 Eigenspannungstiefenverlauf, 3MA-Messungen vor und nach dem Prüflauf

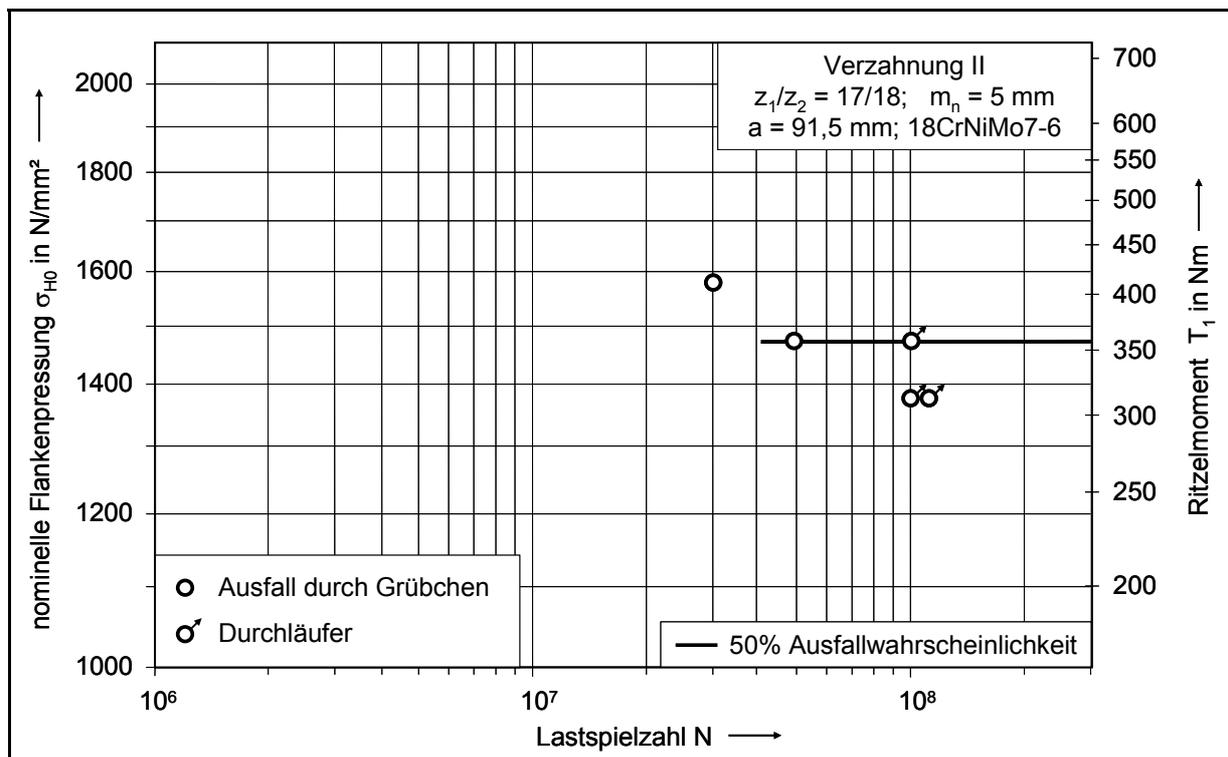


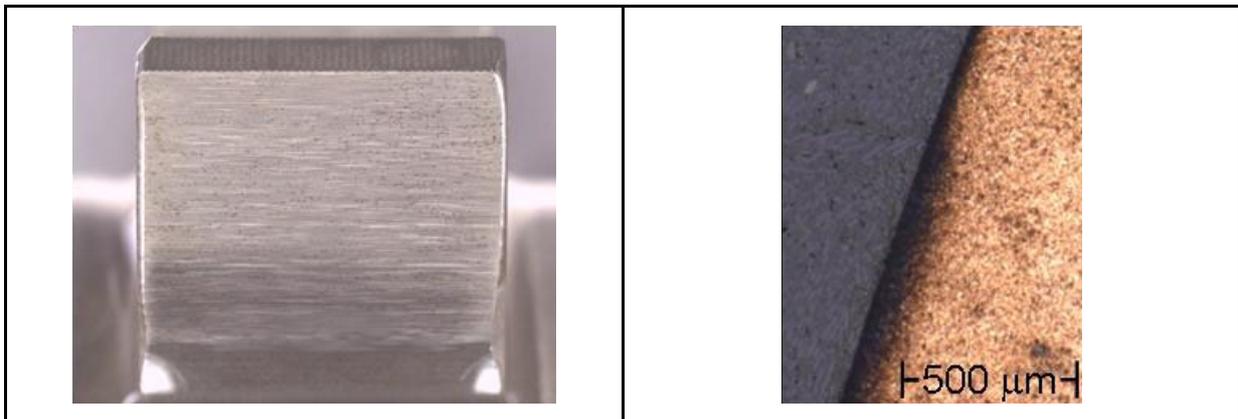
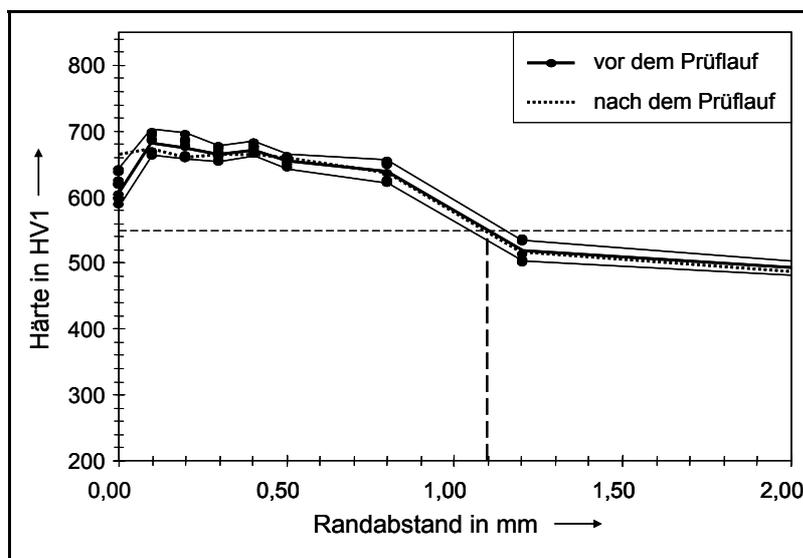
Bild A10 Versuchspunkte und Teilwöhlerlinie zur Grübchentragfähigkeit für 50% Ausfallwahrscheinlichkeit, Variante FB1-II leichter Schleifbrand

Prüfvariante FB2-II

(leichter Schleifbrand auf 10÷25% der aktiven Flanke)

Achsabstand:	a	= 91,5 mm	Normalmodul:	m _n	= 5 mm
Normaleingriffswinkel:	α _n	= 20°	Schrägungswinkel:	β	= 0°
Zähnezahlen:	z ₁ /z ₂	= 17/18	Zahnbreite:	b	= 14 mm
Profilverschiebungsfaktoren:			x ₁ /x ₂	= 0,514/0,407	
Ersatzkrümmungsradius im Wälzpunkt:			ρ _C	= 10,03 mm	
Einzeleingriffsfaktor Ritzel:			Z _B	= 1,032	
Z-Faktoren:			Z _L ·Z _V ·Z _R ·Z _W ·Z _X	= 1,015	
K-Faktoren:			K _A ·K _V ·K _{Hα} ·K _{Hβ}	= 1,26	
Werkzeugkopfhöhe:			h _{a0}	= 1,59·m _n	
Werkzeugkopfabrundungsradius:				= 0,2·m _n	
Werkzeugprotuberanz:				= 0,28 mm	

Werkstoff:	18CrNiMo7-6
Wärmebehandlung:	Einsatzhärtung
Schleifverfahren:	Teilwälzschleifen

**Bild A11** Ätzbild der Prüfritzelflanke nach dem Schleifen, Nitalätzung nach ISO 14104**Bild A12** Randzonengefüge der Prüfritzelflanke nach dem Schleifen, 50-fache Vergrößerung, 3% Salpetersäure in Ethanol, 20 s

Mittelwerte aus 3MA-Messungen an Prüfritzeln vor dem Prüflauf:

Oberflächenhärte:
OH = 603 HV1 (Anlasszone)
OH = 679 HV1Einsatzhärtungstiefe:
CHD = 1,09 mm**Bild A13** Härtetiefenverlauf, 3MA-Messungen vor und nach dem Prüflauf

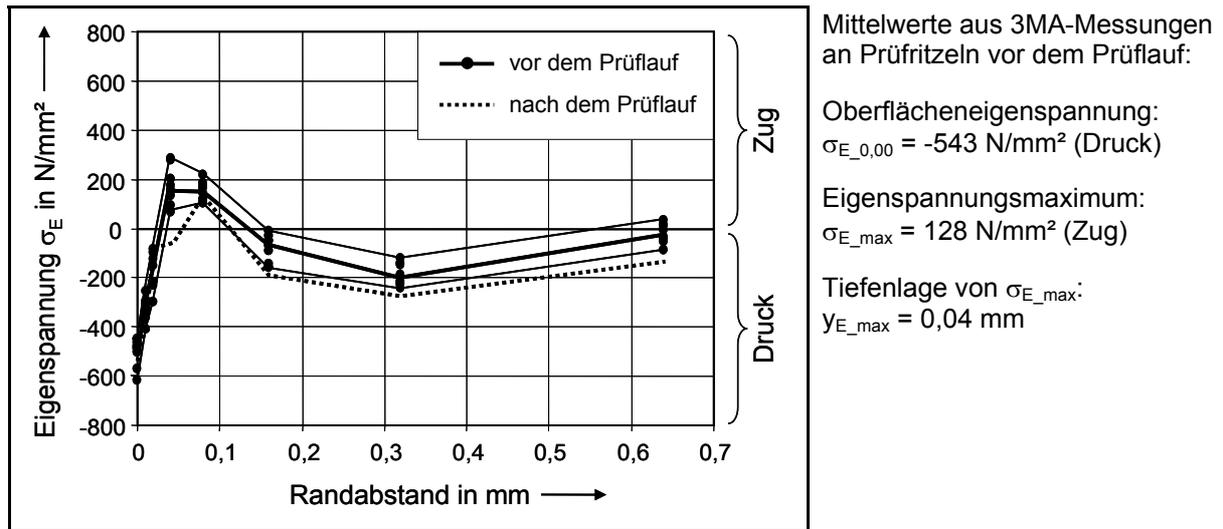


Bild A14 Eigenspannungstiefenverlauf, 3MA-Messungen vor und nach dem Prüflauf

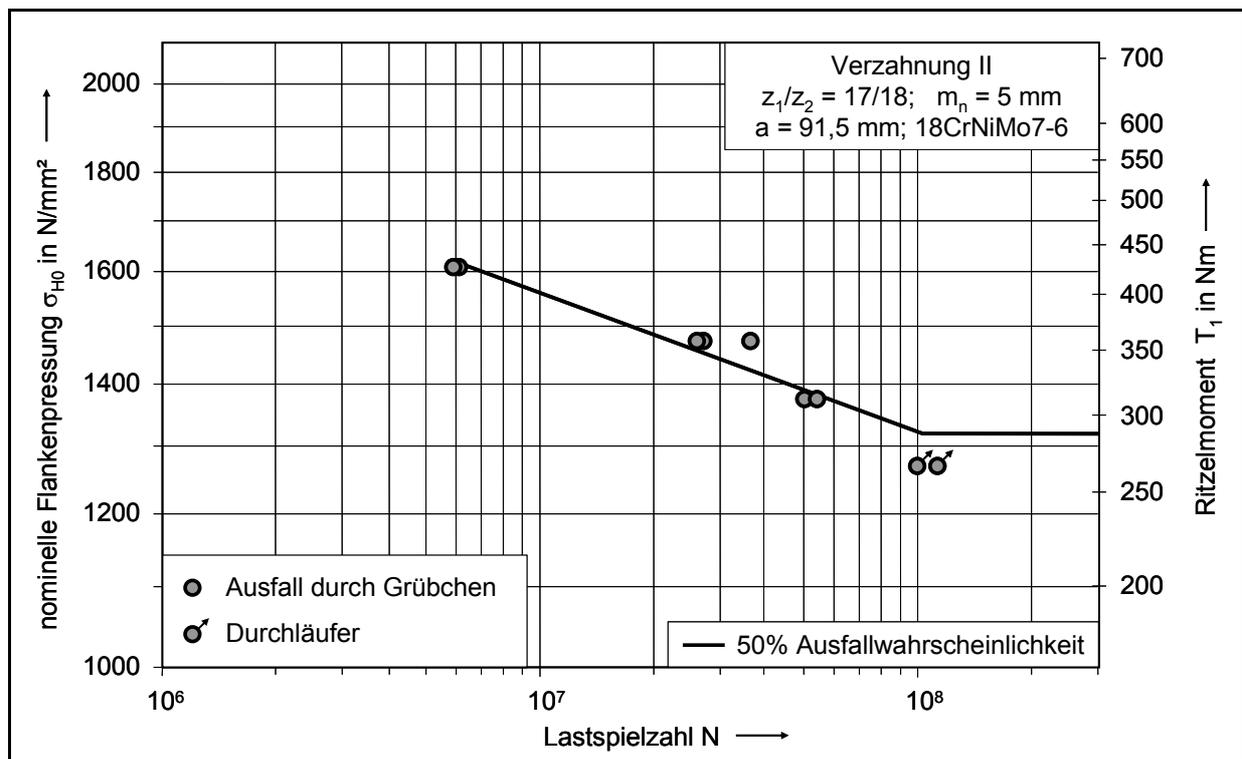


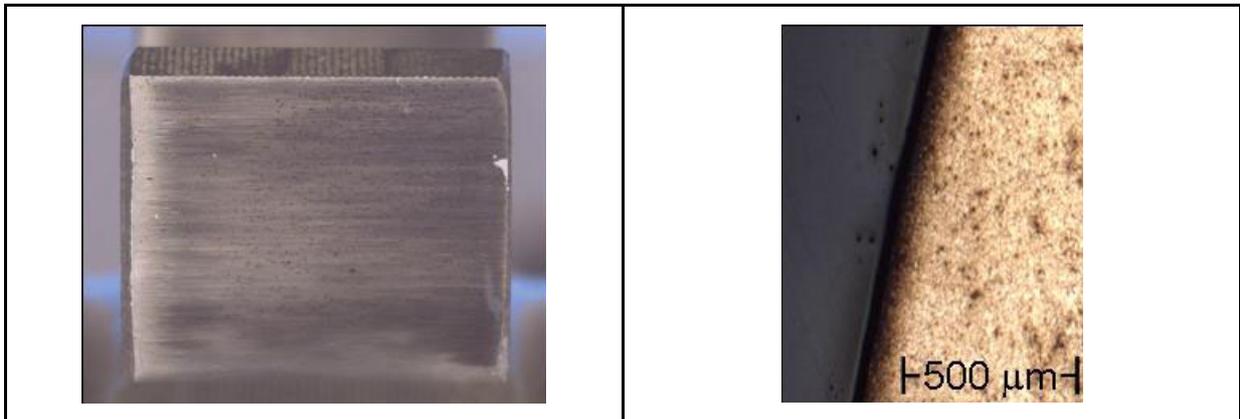
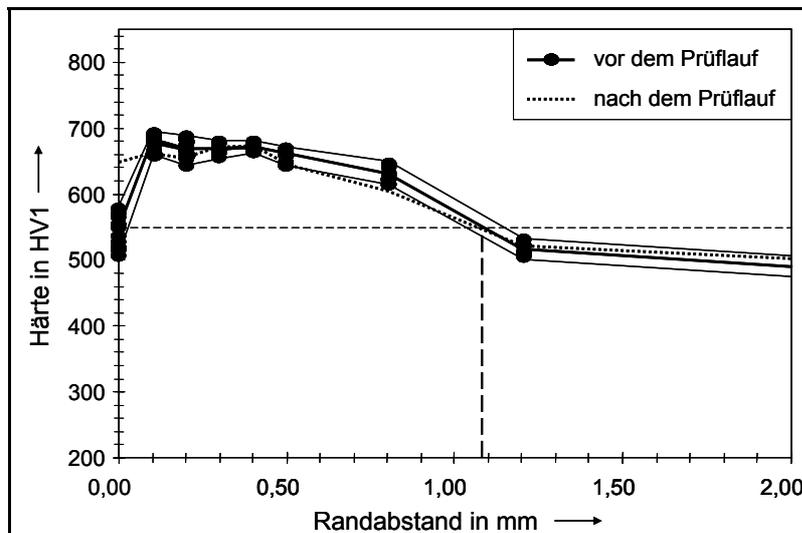
Bild A15 Versuchspunkte und Wöhlerlinie zur Grübchentragfähigkeit für 50% Ausfallwahrscheinlichkeit, Variante FB2-II leichter Schleifbrand

Prüfvariante FB3-II

(leichter Schleifbrand auf > 25% der aktiven Flanke)

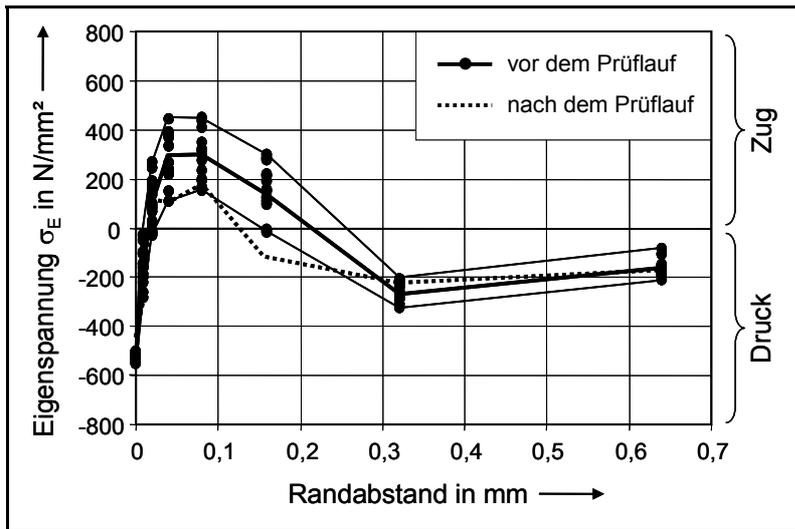
Achsabstand:	a	= 91,5 mm	Normalmodul:	m_n	= 5 mm
Normaleingriffswinkel:	α_n	= 20°	Schrägungswinkel:	β	= 0°
Zähnezahlen:	z_1/z_2	= 17/18	Zahnbreite:	b	= 14 mm
Profilverschiebungsfaktoren:			x_1/x_2	= 0,514/0,407	
Ersatzkrümmungsradius im Wälzpunkt:			ρ_C	= 10,03 mm	
Einzeleingriffsfaktor Ritzel:			Z_B	= 1,032	
Z-Faktoren:			$Z_L \cdot Z_V \cdot Z_R \cdot Z_W \cdot Z_X$	= 1,015	
K-Faktoren:			$K_A \cdot K_V \cdot K_{H\alpha} \cdot K_{H\beta}$	= 1,26	
Werkzeugkopfhöhe:			h_{a0}	= 1,59 · m_n	
Werkzeugkopfabrundungsradius:				= 0,2 · m_n	
Werkzeugprotuberanz:				= 0,28 mm	

Werkstoff:	18CrNiMo7-6
Wärmebehandlung:	Einsatzhärtung
Schleifverfahren:	Teilwälzschleifen

**Bild A16** Ätzbild der Prüfritzelflanke nach dem Schleifen, Nitalätzung nach ISO 14104**Bild A17** Randzonengefüge der Prüfritzelflanke nach dem Schleifen, 50-fache Vergrößerung, 3% Salpetersäure in Ethanol, 20 s

Mittelwerte aus 3MA-Messungen an Prüfritzeln vor dem Prüflauf:

Oberflächenhärte:
OH = 540 HV1Einsatzhärtungstiefe:
CHD = 1,08 mm**Bild A18** Härtetiefenverlauf, 3MA-Messungen vor und nach dem Prüflauf



Mittelwerte aus 3MA-Messungen an Prüfritzeln vor dem Prüflauf:

Oberflächeneigenspannung:
 $\sigma_{E_{0,00}} = -514 \text{ N/mm}^2$ (Druck)

Eigenspannungsmaximum:
 $\sigma_{E_{\max}} = 282 \text{ N/mm}^2$ (Zug)

Tiefenlage von $\sigma_{E_{\max}}$:
 $y_{E_{\max}} = 0,08 \text{ mm}$

Bild A19 Eigenspannungstiefenverlauf, 3MA-Messungen vor und nach dem Prüflauf

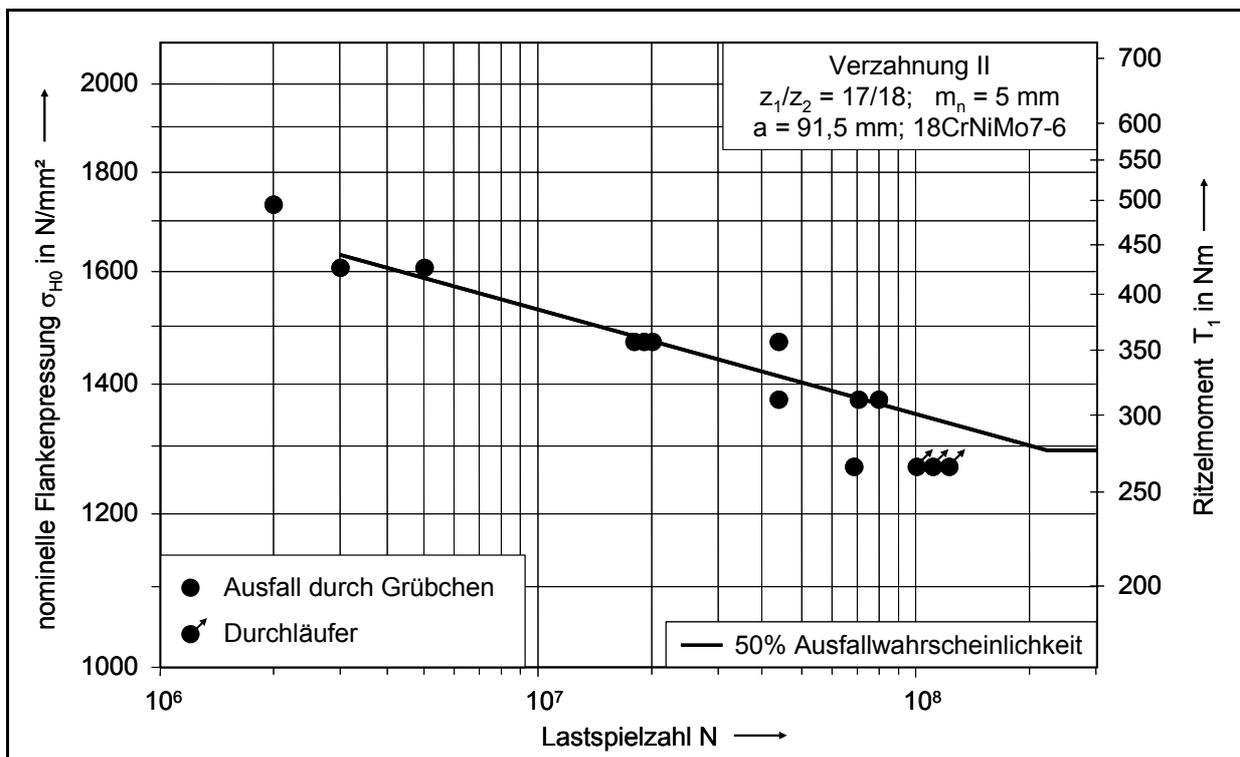


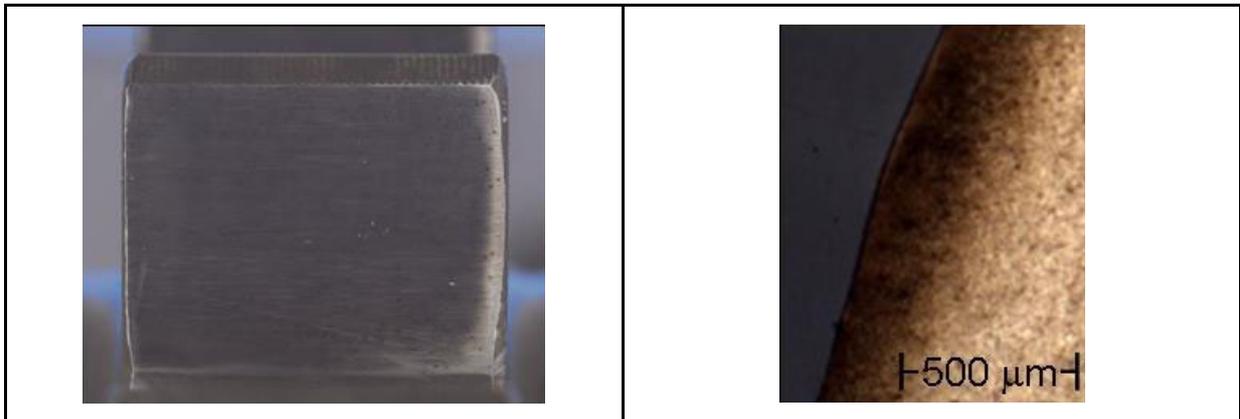
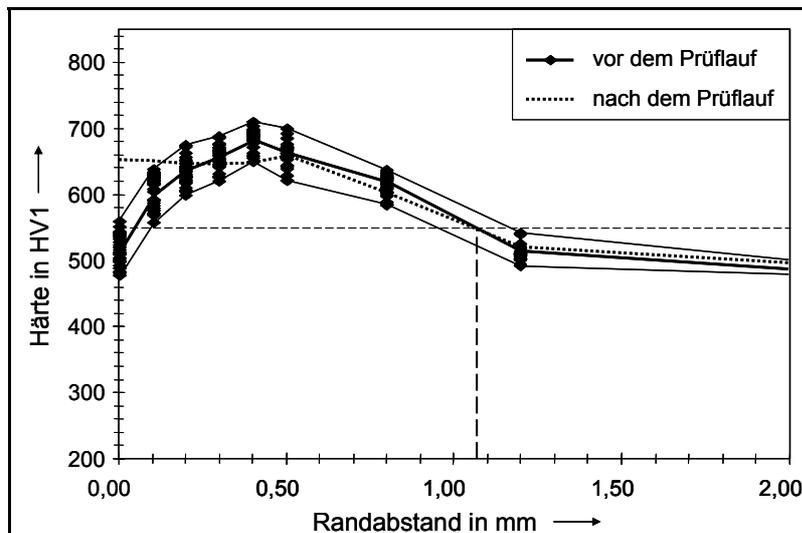
Bild A20 Versuchspunkte und Wöhlerlinie zur Grübchentragfähigkeit für 50% Ausfallwahrscheinlichkeit, Variante FB3-II leichter Schleifbrand

Prüfvariante FD3-II

(starker Schleifbrand auf > 25% der aktiven Flanke)

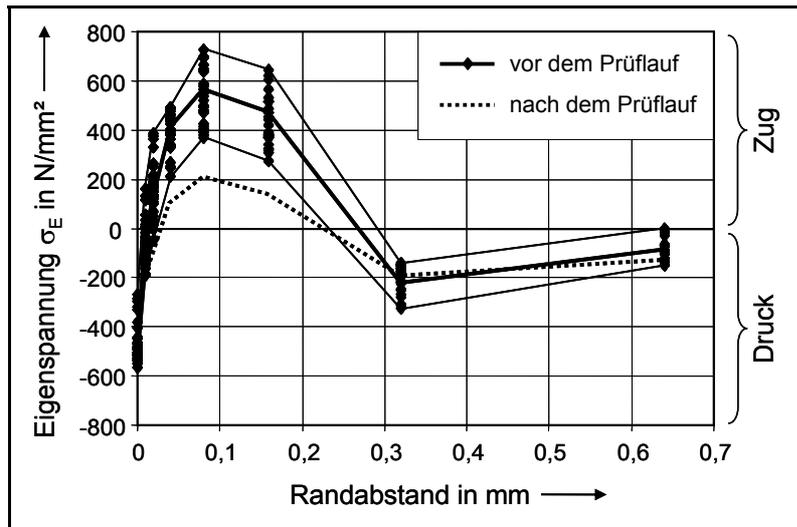
Achsabstand:	a	= 91,5 mm	Normalmodul:	m_n	= 5 mm
Normaleingriffswinkel:	α_n	= 20°	Schrägungswinkel:	β	= 0°
Zähnezahlen:	z_1/z_2	= 17/18	Zahnbreite:	b	= 14 mm
Profilverschiebungsfaktoren:			x_1/x_2	= 0,514/0,407	
Ersatzkrümmungsradius im Wälzpunkt:			ρ_C	= 10,03 mm	
Einzeleingriffsfaktor Ritzel:			Z_B	= 1,032	
Z-Faktoren:			$Z_L \cdot Z_V \cdot Z_R \cdot Z_W \cdot Z_X$	= 1,015	
K-Faktoren:			$K_A \cdot K_V \cdot K_{H\alpha} \cdot K_{H\beta}$	= 1,26	
Werkzeugkopfhöhe:			h_{a0}	= 1,59 · m_n	
Werkzeugkopfabrundungsradius:				= 0,2 · m_n	
Werkzeugprotuberanz				= 0,28 mm	

Werkstoff: 18CrNiMo7-6
 Wärmebehandlung: Einsatzhärtung
 Schleifverfahren: Teilwälzschleifen

**Bild A21** Ätzbild der Prüfritzelflanke nach dem Schleifen, Nitalätzung nach ISO 14104**Bild A22** Randzonengefüge der Prüfritzelflanke nach dem Schleifen, 50-fache Vergrößerung, 3% Salpetersäure in Ethanol, 20 s

Mittelwerte aus 3MA-Messungen an Prüfritzeln vor dem Prüflauf:

Oberflächenhärte:
OH = 509 HV1Einsatzhärtungstiefe:
CHD = 1,07 mm**Bild A23** Härtetiefenverlauf, 3MA-Messungen vor und nach dem Prüflauf



Mittelwerte aus 3MA-Messungen an Prüfritzeln vor dem Prüflauf:

Oberflächeneigenspannung:
 $\sigma_{E_{0,00}} = -397 \text{ N/mm}^2$ (Druck)

Eigenspannungsmaximum:
 $\sigma_{E_{max}} = 553 \text{ N/mm}^2$ (Zug)

Tiefenlage von $\sigma_{E_{max}}$:
 $y_{E_{max}} = 0,08 \text{ mm}$

Bild A24 Eigenspannungstiefenverlauf, 3MA-Messungen vor und nach dem Prüflauf

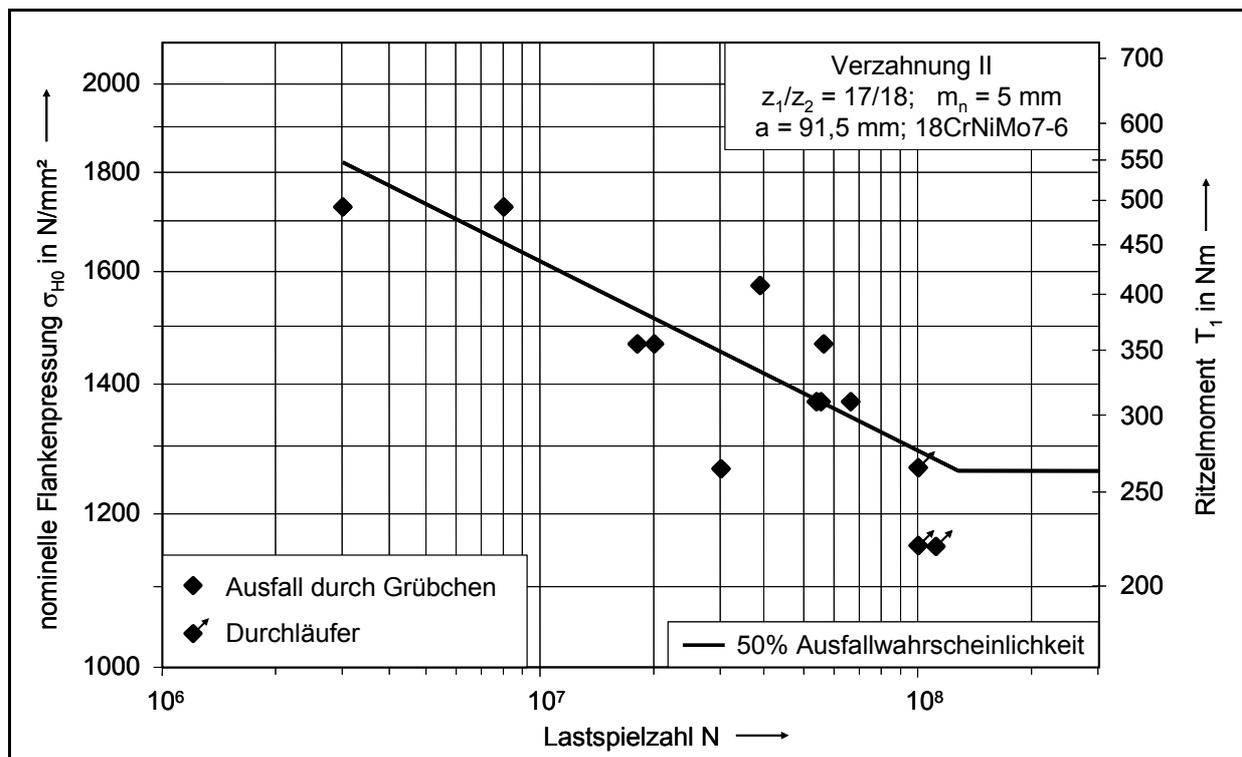


Bild A25 Versuchspunkte und Wöhlerlinie zur Grübchentragfähigkeit für 50% Ausfallwahrscheinlichkeit, Variante FD3-II starker Schleifbrand

Prüfvariante FE3-II (Neuhärtung auf > 25% der aktiven Flanke)

Achsabstand:	a	= 91,5 mm	Normalmodul:	m_n	= 5 mm
Normaleingriffswinkel:	α_n	= 20°	Schrägungswinkel:	β	= 0°
Zähnezahlen:	z_1/z_2	= 17/18	Zahnbreite:	b	= 14 mm
Profilverschiebungsfaktoren:			x_1/x_2	= 0,514/0,407	
Ersatzkrümmungsradius im Wälzpunkt:			ρ_C	= 10,03 mm	
Einzeleingriffsfaktor Ritzel:			Z_B	= 1,032	
Z-Faktoren:			$Z_L \cdot Z_V \cdot Z_R \cdot Z_W \cdot Z_X$	= 1,015	
K-Faktoren:			$K_A \cdot K_V \cdot K_{H\alpha} \cdot K_{H\beta}$	= 1,26	
Werkzeugkopfhöhe:			h_{a0}	= 1,59 · m_n	
Werkzeugkopfabrundungsradius:				= 0,2 · m_n	
Werkzeugprotuberanz:				= 0,28 mm	

Werkstoff: 18CrNiMo7-6
 Wärmebehandlung: Einsatzhärtung
 Schleifverfahren: Teilwälzschleifen

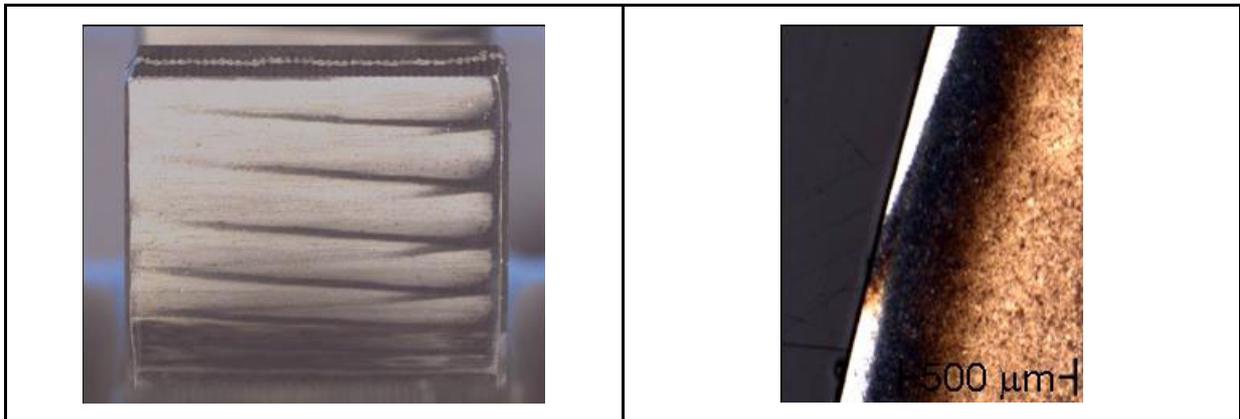
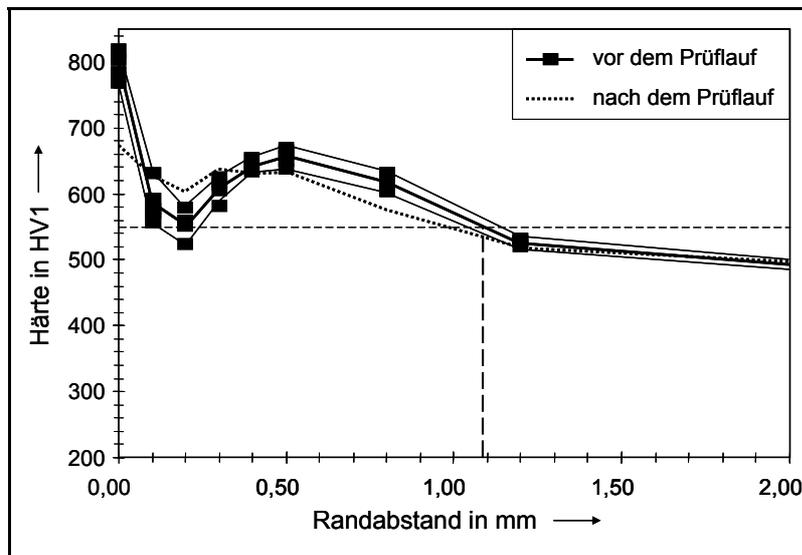


Bild A26 Ätzbild der Prüfritzelflanke nach dem Schleifen, Nitalätzung nach ISO 14104

Bild A27 Randzonengefüge der Prüfritzelflanke nach dem Schleifen, 50-fache Vergrößerung, 3% Salpetersäure in Ethanol, 20 s

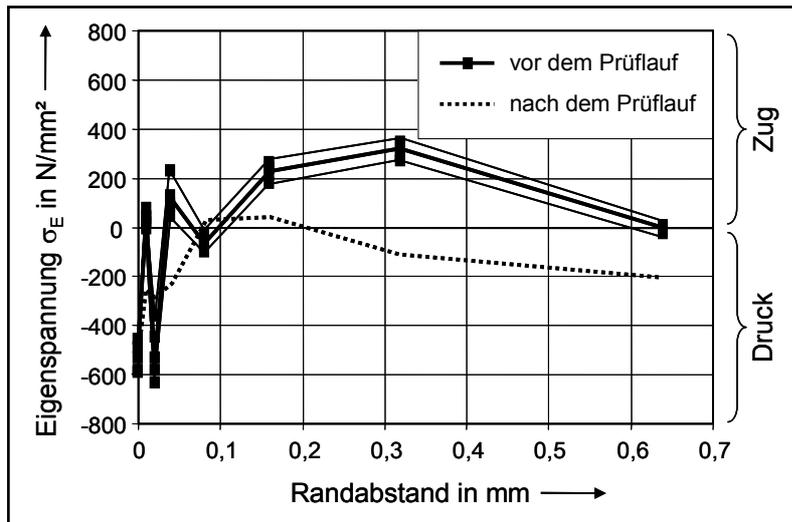


Mittelwerte aus 3MA-Messungen an Prüfritzeln vor dem Prüflauf:

Oberflächenhärte:
OH = 766 HV1

Einsatzhärtungstiefe:
CHD = 1,08 mm

Bild A28 Härtetiefenverlauf, 3MA-Messungen vor und nach dem Prüflauf



Mittelwerte aus 3MA-Messungen an Prüfritzeln vor dem Prüflauf:

Oberflächeneigenspannung:
 $\sigma_{E_{0,00}} = -537 \text{ N/mm}^2$ (Druck)

Eigenspannungsmaximum:
 $\sigma_{E_{max}} = 322 \text{ N/mm}^2$ (Zug)

Tiefenlage von $\sigma_{E_{max}}$:
 $y_{E_{max}} = 0,32 \text{ mm}$

Bild A29 Eigenspannungstiefenverlauf, 3MA-Messungen vor und nach dem Prüflauf

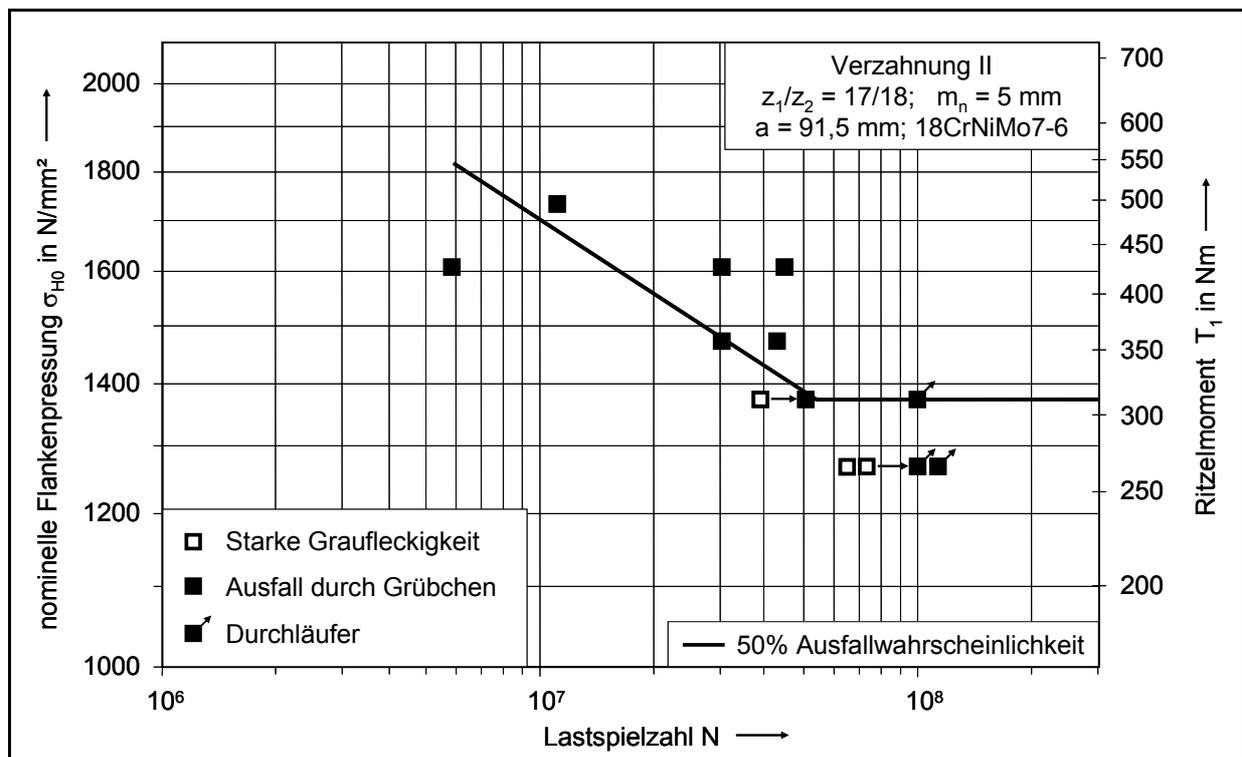


Bild A30 Versuchspunkte und Wöhlerlinie zur Grübchentragfähigkeit für 50% Ausfallwahrscheinlichkeit, Variante FE3-II Neuhärtung

Prüfvariante FA0P-II (Profilformschliff ohne Schleifbrand)

Achsabstand:	a	= 91,5 mm	Normalmodul:	m_n	= 5 mm
Normaleingriffswinkel:	α_n	= 20°	Schrägungswinkel:	β	= 0°
Zähnezahlen:	z_1/z_2	= 17/18	Zahnbreite:	b	= 14 mm
Profilverschiebungsfaktoren:			x_1/x_2	= 0,514/0,407	
Ersatzkrümmungsradius im Wälzpunkt:			ρ_C	= 10,03 mm	
Einzeleingriffsfaktor Ritzel:			Z_B	= 1,032	
Z-Faktoren:			$Z_L \cdot Z_V \cdot Z_R \cdot Z_W \cdot Z_X$	= 1,015	
K-Faktoren:			$K_A \cdot K_V \cdot K_{H\alpha} \cdot K_{H\beta}$	= 1,26	
Werkzeugkopfhöhe:			h_{a0}	= 1,59 · m_n	
Werkzeugkopfabrundungsradius:				= 0,2 · m_n	
Werkzeugprotuberanz:				= 0,28 mm	

Werkstoff:	18CrNiMo7-6
Wärmebehandlung:	Einsatzhärtung
Schleifverfahren:	Profilformschleifen

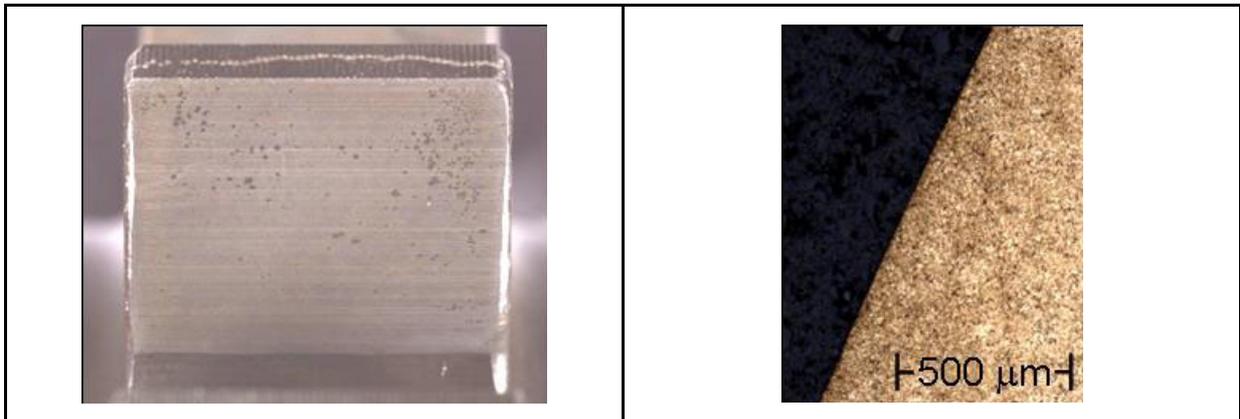
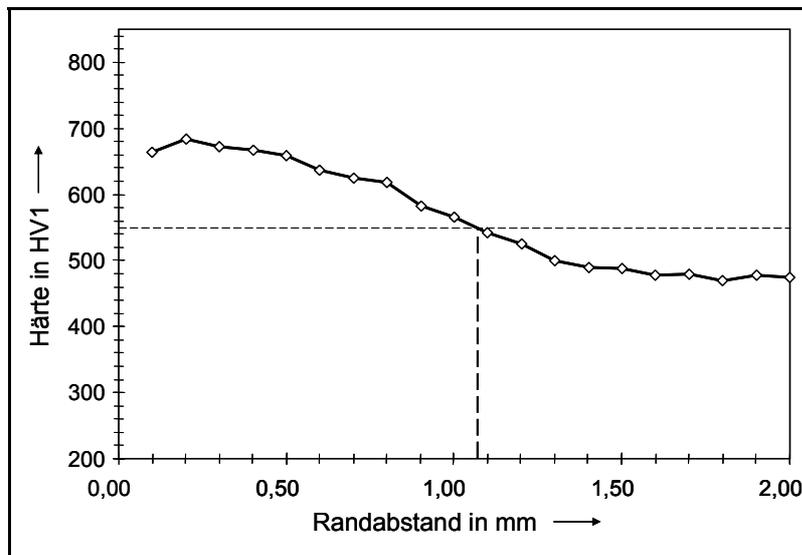


Bild A31 Ätzbild der Prüfritzelflanke nach dem Schleifen, Nitalätzung nach ISO 14104

Bild A32 Randzonengefüge der Prüfritzelflanke nach dem Schleifen, 50-fache Vergrößerung, 3% Salpetersäure in Ethanol, 20 s



ESATEST bzw. metallographische Stichprobe an Prüfritzel vor dem Prüflauf:

Oberflächenhärte:
OH = 700 HV1-ESATEST

Einsatzhärtungstiefe:
CHD = 1,07 mm

Bild A33 Härtetiefenverlauf, metallographische Stichprobe vor dem Prüflauf

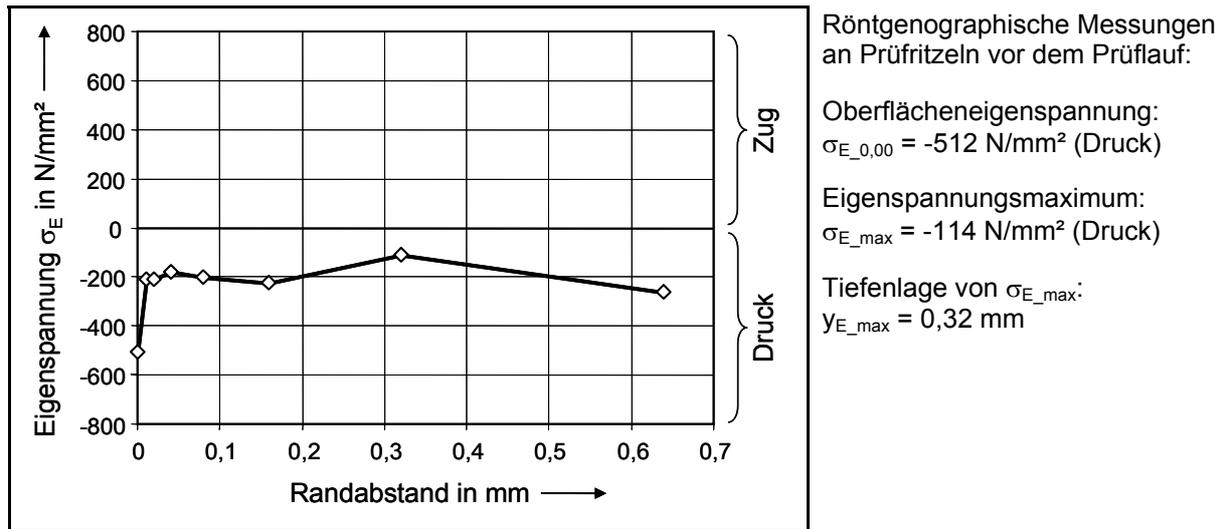


Bild A34 Eigenspannungstiefenverlauf, röntgenographische Messung vor dem Prüflauf

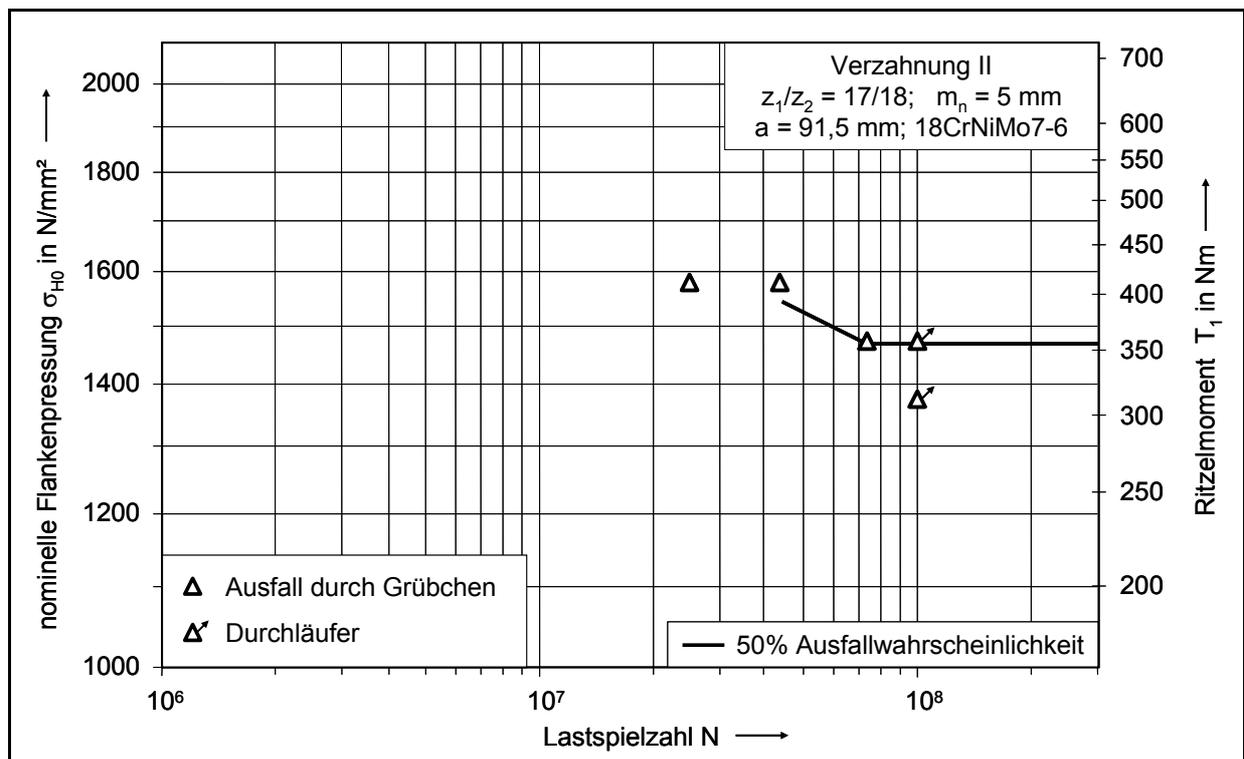


Bild A35 Versuchspunkte und Teilwöhlerlinie zur Grübchentragfähigkeit für 50% Ausfallwahrscheinlichkeit, Variante FA0P-II ohne Schleifbrand

Prüfvariante FD3P-II

(Profilformschliff mit starkem Schleifbrand auf > 25% der aktiven Flanke)

Achsabstand:	a	= 91,5 mm	Normalmodul:	m_n	= 5 mm
Normaleingriffswinkel:	α_n	= 20°	Schrägungswinkel:	β	= 0°
Zähnezahlen:	z_1/z_2	= 17/18	Zahnbreite:	b	= 14 mm
Profilverschiebungsfaktoren:			x_1/x_2	= 0,514/0,407	
Ersatzkrümmungsradius im Wälzpunkt:			ρ_C	= 10,03 mm	
Einzeleingriffsfaktor Ritzel:			Z_B	= 1,032	
Z-Faktoren:			$Z_L \cdot Z_V \cdot Z_R \cdot Z_W \cdot Z_X$	= 1,015	
K-Faktoren:			$K_A \cdot K_V \cdot K_{H\alpha} \cdot K_{H\beta}$	= 1,26	
Werkzeugkopfhöhe:			h_{a0}	= 1,59 · m_n	
Werkzeugkopfabrundungsradius:				= 0,2 · m_n	
Werkzeugprotuberanz:				= 0,28 mm	

Werkstoff: 18CrNiMo7-6
 Wärmebehandlung: Einsatzhärtung
 Schleifverfahren: Profilformschleifen

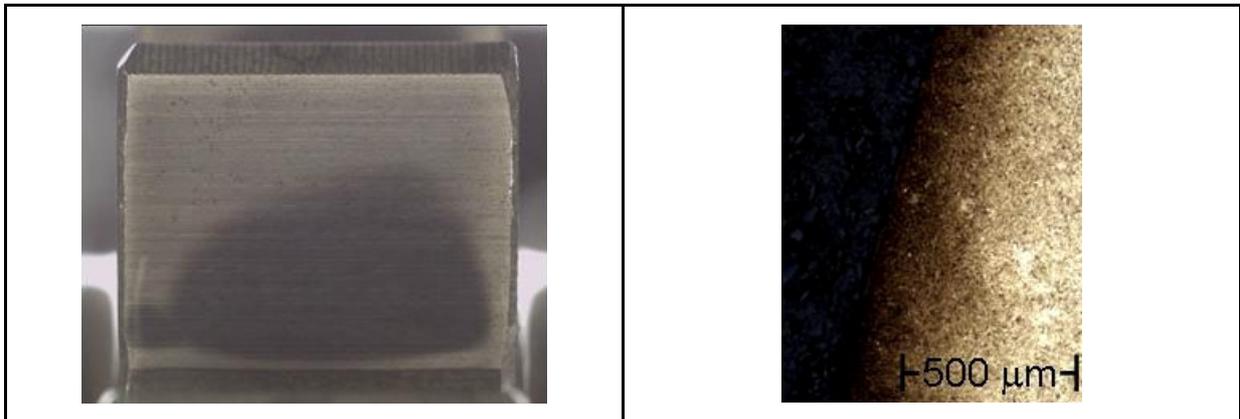
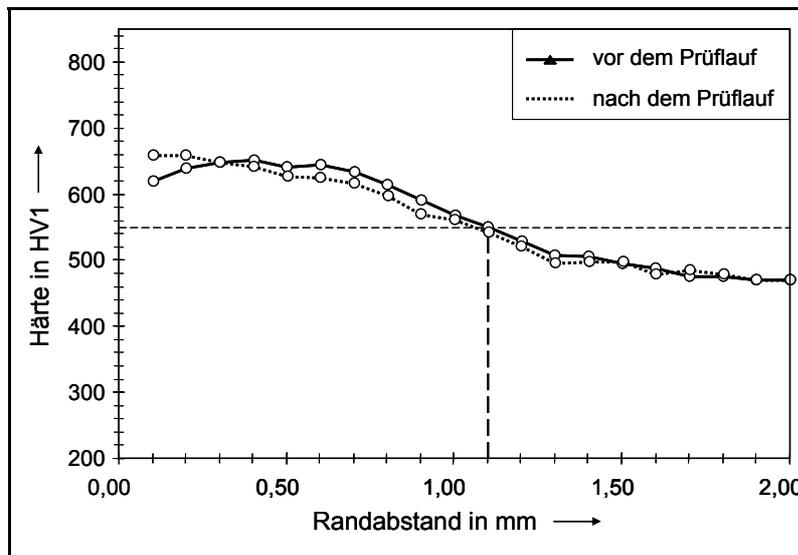


Bild A36 Ätzbild der Prüritzelflanke nach dem Schleifen, Nitalätzung nach ISO 14104

Bild A37 Randzonengefüge der Prüritzelflanke nach dem Schleifen, 50-fache Vergrößerung, 3% Salpetersäure in Ethanol, 20 s

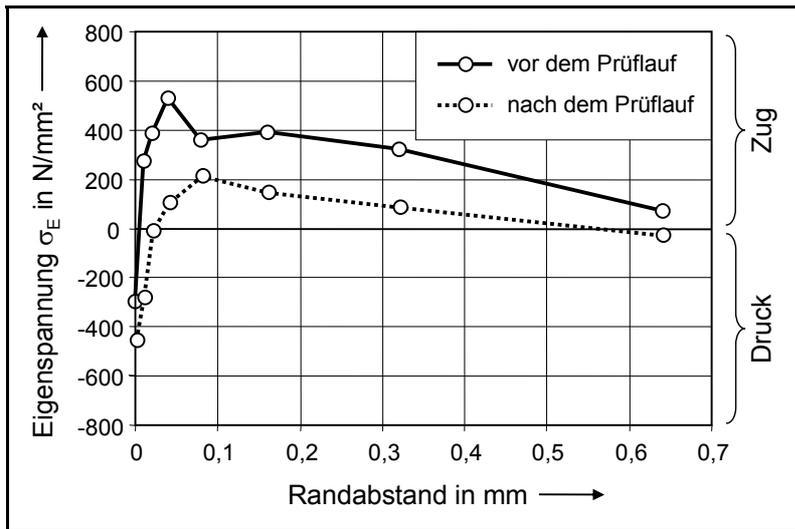


ESATEST bzw. metallographische Stichprobe an Prüritzel vor dem Prüflauf:

Oberflächenhärte: OH = 548 HV1-ESATEST

Einsatzhärtungstiefe: CHD = 1,10 mm

Bild A38 Härtetiefenverlauf, metallographische Stichprobe vor und nach dem Prüflauf



Röntgenographische Messungen an Prüfritzeln vor dem Prüflauf:

Oberflächeneigenspannung:
 $\sigma_{E_{0,00}} = -301 \text{ N/mm}^2$ (Druck)

Eigenspannungsmaximum:
 $\sigma_{E_{max}} = 530 \text{ N/mm}^2$ (Zug)

Tiefenlage von $\sigma_{E_{max}}$:
 $y_{E_{max}} = 0,04 \text{ mm}$

Bild A39 Eigenspannungstiefenverlauf, röntgenographische Messungen vor und nach dem Prüflauf

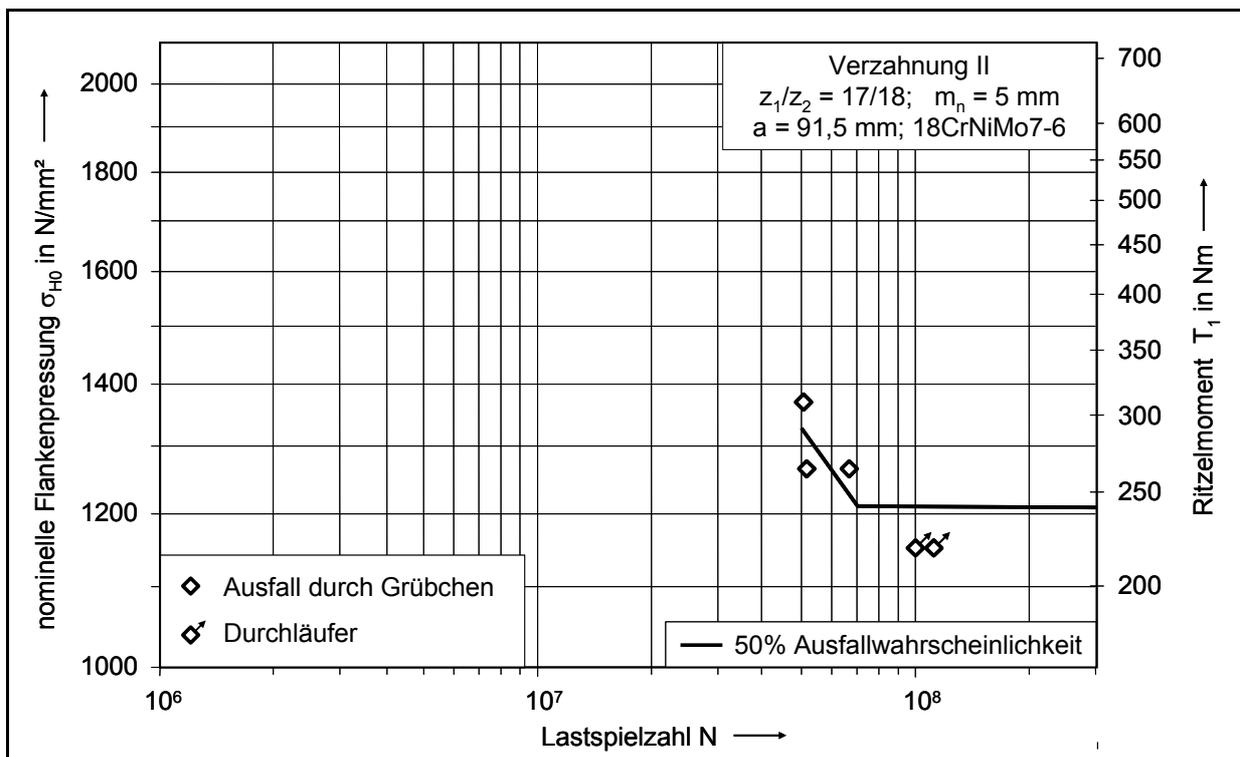


Bild A40 Versuchspunkte und Teilwöhlerlinie zur Grübchentragfähigkeit für 50% Ausfallwahrscheinlichkeit, Variante FD3P-II starker Schleifbrand

Prüfvariante FE2P-II

(Profilformschliff mit Neuhärtung auf 10÷25% der aktiven Flanke)

Achsabstand:	a	= 91,5 mm	Normalmodul:	m_n	= 5 mm
Normaleingriffswinkel:	α_n	= 20°	Schrägungswinkel:	β	= 0°
Zähnezahlen:	z_1/z_2	= 17/18	Zahnbreite:	b	= 14 mm
Profilverschiebungsfaktoren:			x_1/x_2	= 0,514/0,407	
Ersatzkrümmungsradius im Wälzpunkt:			ρ_C	= 10,03 mm	
Einzeleingriffsfaktor Ritzel:			Z_B	= 1,032	
Z-Faktoren:			$Z_L \cdot Z_V \cdot Z_R \cdot Z_W \cdot Z_X$	= 1,015	
K-Faktoren:			$K_A \cdot K_V \cdot K_{H\alpha} \cdot K_{H\beta}$	= 1,26	
Werkzeugkopfhöhe:			h_{a0}	= 1,59 · m_n	
Werkzeugkopfabrundungsradius:				= 0,2 · m_n	
Werkzeugprotuberanz:				= 0,28 mm	

Werkstoff: 18CrNiMo7-6
 Wärmebehandlung: Einsatzhärtung
 Schleifverfahren: Profilformschleifen

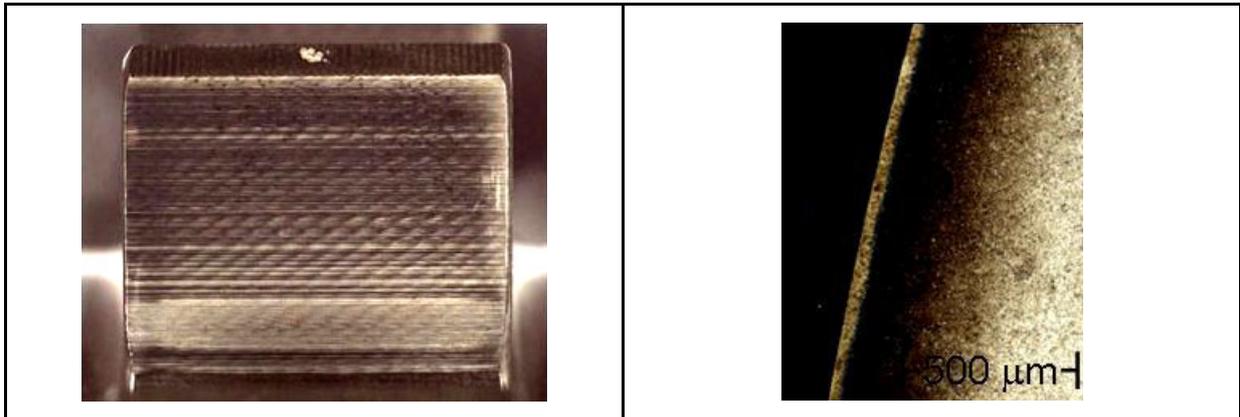
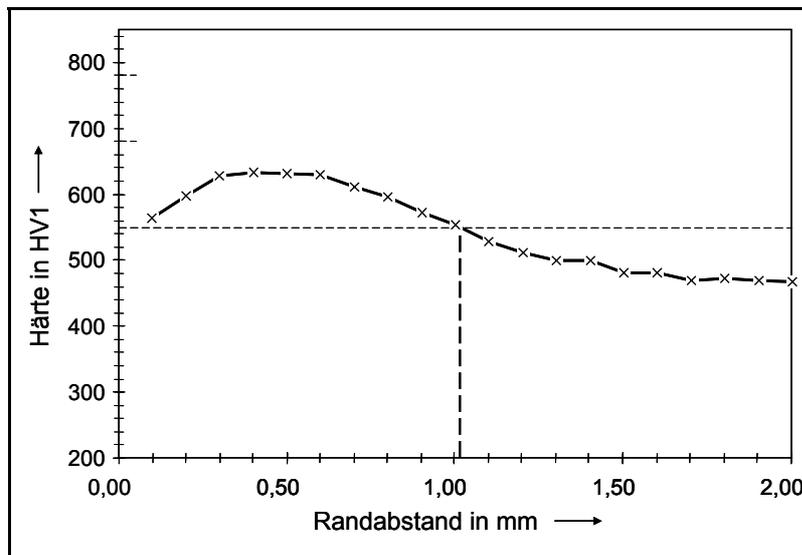


Bild A41 Ätzbild der Prüfritzelflanke nach dem Schleifen, Nitalätzung nach ISO 14104

Bild A42 Randzonengefüge der Prüfritzelflanke nach dem Schleifen, 50-fache Vergrößerung, 3% Salpetersäure in Ethanol, 20 s

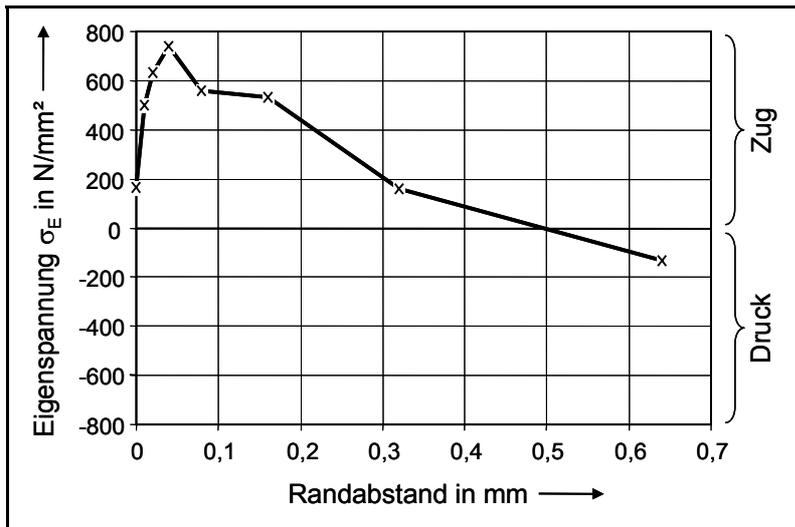


ESATEST bzw. metallographische Stichprobe an Prüfritzel vor dem Prüflauf:

Oberflächenhärte:
 OH = 766 HV1-ESATEST (Neuh.)
 OH = 547 HV1-ESATEST

Einsatzhärtungstiefe:
 CHD = 1,02 mm

Bild A43 Härtetiefenverlauf, metallographische Stichprobe vor dem Prüflauf



Röntgenographische Messungen an Prüfritzeln vor dem Prüflauf:

Oberflächeneigenspannung:
 $\sigma_{E_{0,00}} = 160 \text{ N/mm}^2$ (Zug)

Eigenspannungsmaximum:
 $\sigma_{E_{max}} = 740 \text{ N/mm}^2$ (Zug)

Tiefenlage von $\sigma_{E_{max}}$:
 $y_{E_{max}} = 0,04 \text{ mm}$

Bild A44 Eigenspannungstiefenverlauf, röntgenographische Messung vor dem Prüflauf

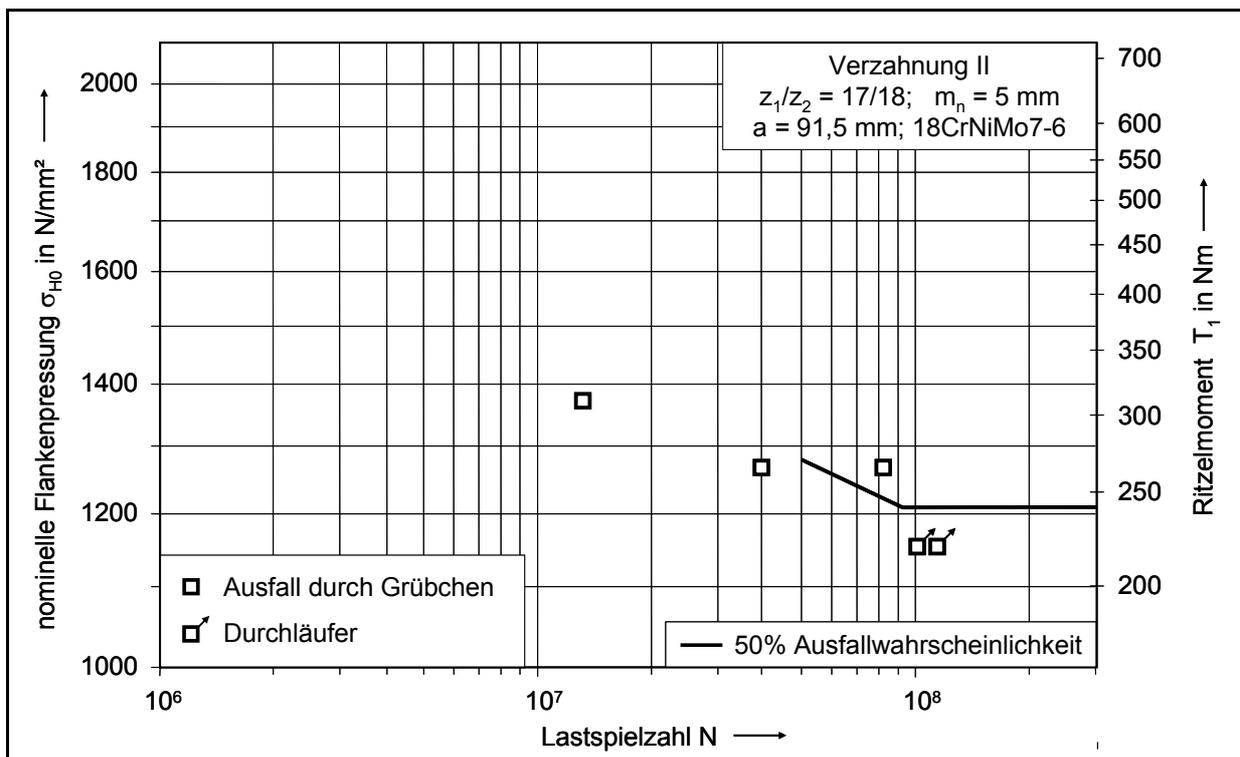


Bild A45 Versuchspunkte und Teilwöhlerlinie zur Grübchentragfähigkeit für 50% Ausfallwahrscheinlichkeit, Variante FE2P-II Neuhärtung

Prüfvariante FA0-I (Variante ohne Schleifbrand)

Achsabstand:	a	= 75,6 mm	Normalmodul:	m_n	= 3 mm
Normaleingriffswinkel:	α_n	= 20°	Schrägungswinkel:	β	= 0°
Zähnezahlen:	z_1/z_2	= 23/25	Zahnbreite:	b	= 14 mm
Profilverschiebungsfaktoren:			x_1/x_2	= 0,719/0,676	
Ersatzkrümmungsradius im Wälzpunkt:			ρ_C	= 8,42 mm	
Einzeleingriffsfaktor Ritzel:			Z_B	= 1,025	
Z-Faktoren:			$Z_L \cdot Z_V \cdot Z_R \cdot Z_W \cdot Z_X$	= 0,995	
K-Faktoren:			$K_A \cdot K_V \cdot K_{H\alpha} \cdot K_{H\beta}$	= 1,24	
Werkzeugkopfhöhe:			h_{a0}	= 1,67 · m_n	
Werkzeugkopfabrundungsradius:				= 0,2 · m_n	
Werkzeugprotuberanz				= 0,213 mm	

Werkstoff:	16MnCrS5
Wärmebehandlung:	Einsatzhärtung
Schleifverfahren:	Teilwälschleifen

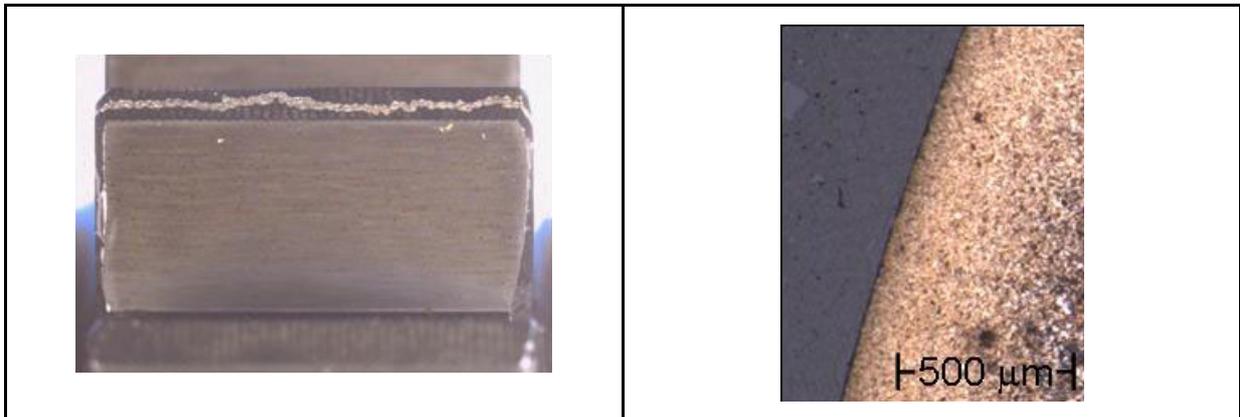
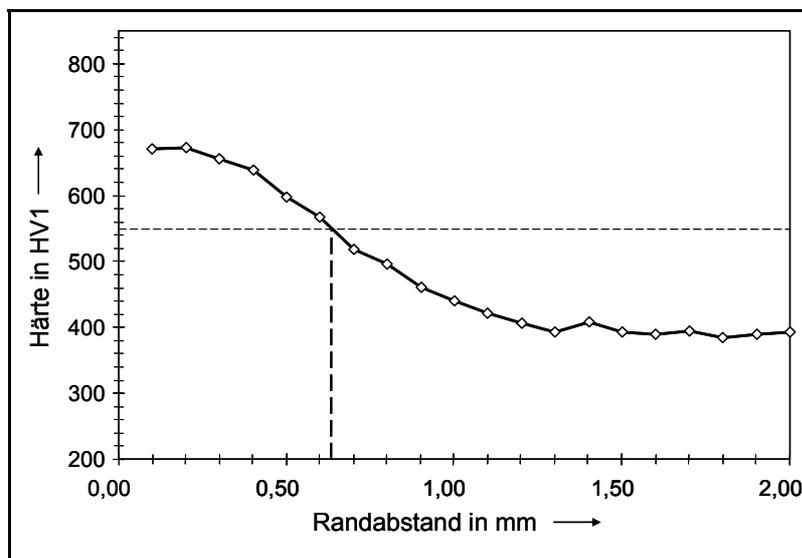


Bild A46 Ätzbild der Prüfritzelflanke nach dem Schleifen, Nitalätzung nach ISO 14104

Bild A47 Randzonengefüge der Prüfritzelflanke nach dem Schleifen, 50-fache Vergrößerung, 1% Salpetersäure in Ethanol, 60 s



ESATEST bzw.
metallographische Stichprobe
an Prüfritzel vor dem Prüflauf:

Oberflächenhärte:
OH = 682 HV1-ESATEST

Einsatzhärtungstiefe:
CHD = 0,63 mm

Bild A48 Härtetiefenverlauf, metallographische Stichprobe vor dem Prüflauf

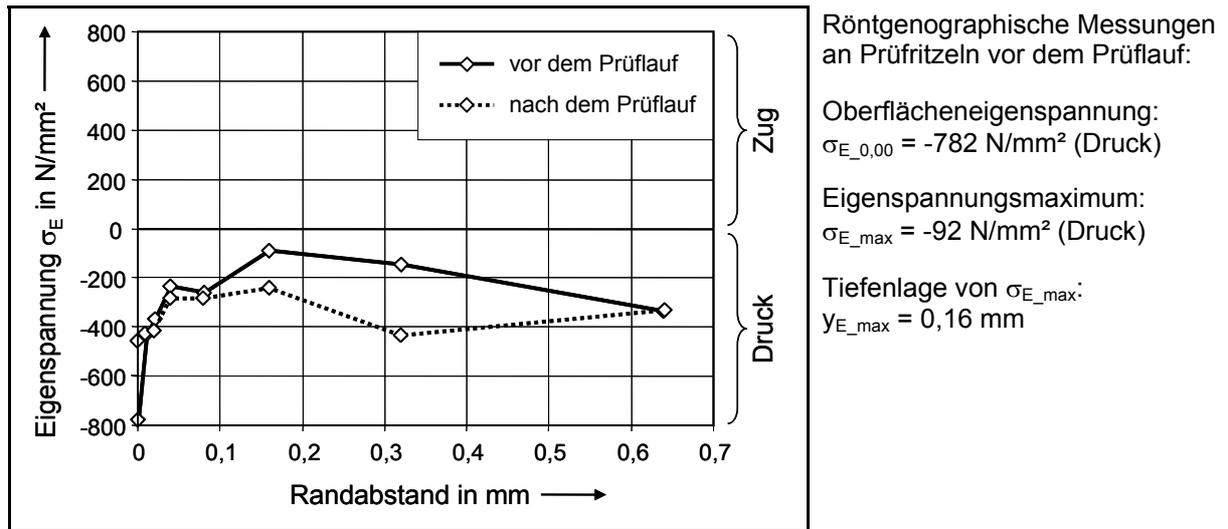


Bild A49 Eigenspannungstiefenverlauf, röntgenographische Messungen vor und nach dem Prüflauf

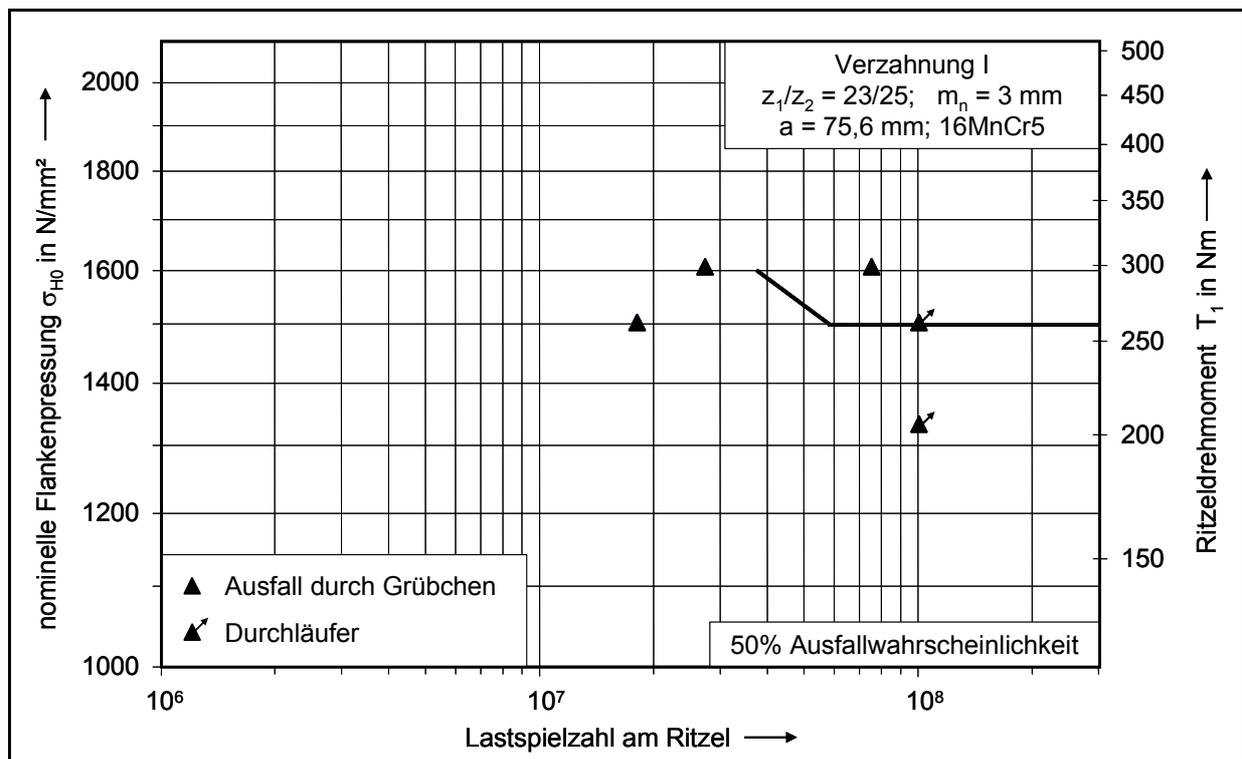


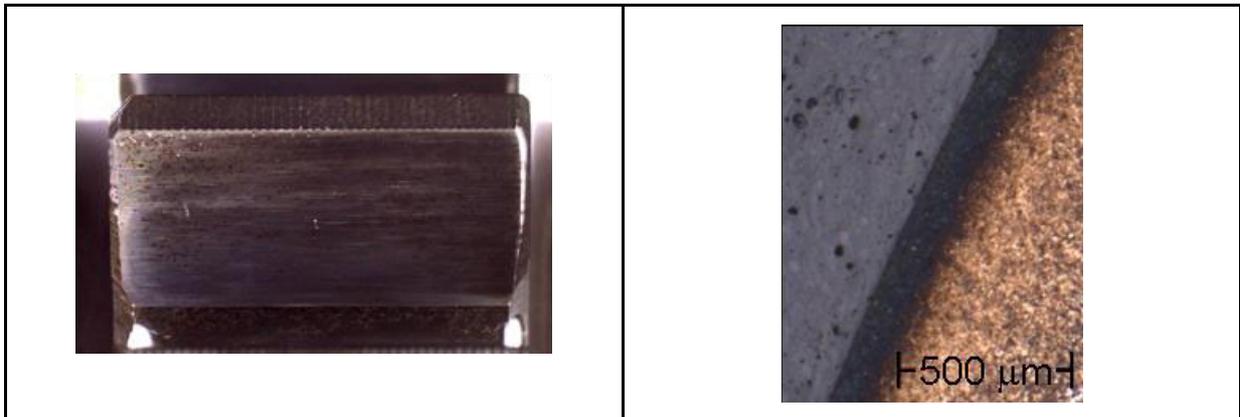
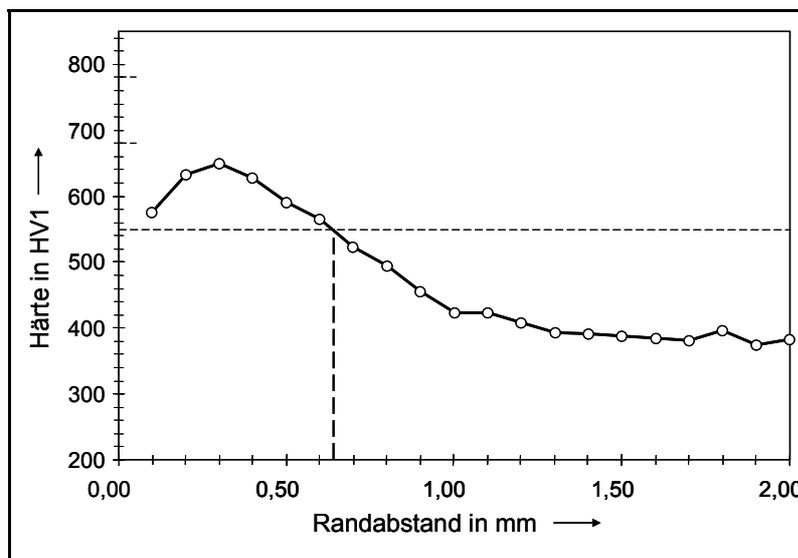
Bild A50 Versuchspunkte und Teilwöhlerlinie zur Grübchentragfähigkeit für 50% Ausfallwahrscheinlichkeit, Referenzvariante FA0-I ohne Schleifbrand

Prüfvariante FD3-I

(Variante mit starkem Schleifbrand auf > 25% der aktiven Flanke)

Achsabstand:	a	= 75,6 mm	Normalmodul:	m_n	= 3 mm
Normaleingriffswinkel:	α_n	= 20°	Schrägungswinkel:	β	= 0°
Zähnezahlen:	z_1/z_2	= 23/25	Zahnbreite:	b	= 14 mm
Profilverschiebungsfaktoren:			x_1/x_2	= 0,719/0,676	
Ersatzkrümmungsradius im Wälzpunkt:			ρ_C	= 8,42 mm	
Einzeleingriffsfaktor Ritzel:			Z_B	= 1,025	
Z-Faktoren:			$Z_L \cdot Z_V \cdot Z_R \cdot Z_W \cdot Z_X$	= 0,995	
K-Faktoren:			$K_A \cdot K_V \cdot K_{H\alpha} \cdot K_{H\beta}$	= 1,24	
Werkzeugkopfhöhe:			h_{a0}	= 1,67 · m_n	
Werkzeugkopfabrundungsradius:				= 0,2 · m_n	
Werkzeugprotuberanz:				= 0,213 mm	

Werkstoff:	16MnCrS5
Wärmebehandlung:	Einsatzhärtung
Schleifverfahren:	Teilwälzschleifen

**Bild A51** Ätzbild der Prüfritzelflanke nach dem Schleifen, Nitalätzung nach ISO 14104**Bild A52** Randzonengefüge der Prüfritzelflanke nach dem Schleifen, 50-fache Vergrößerung, 1% Salpetersäure in Ethanol, 60 s

ESATEST bzw. metallographische Stichprobe an Prüfritzel vor dem Prüflauf:

Oberflächenhärte:
OH = 550 HV1-ESATESTEinsatzhärtungstiefe:
CHD = 0,64 mm**Bild A53** Härtetiefenverlauf, metallographische Stichprobe vor dem Prüflauf

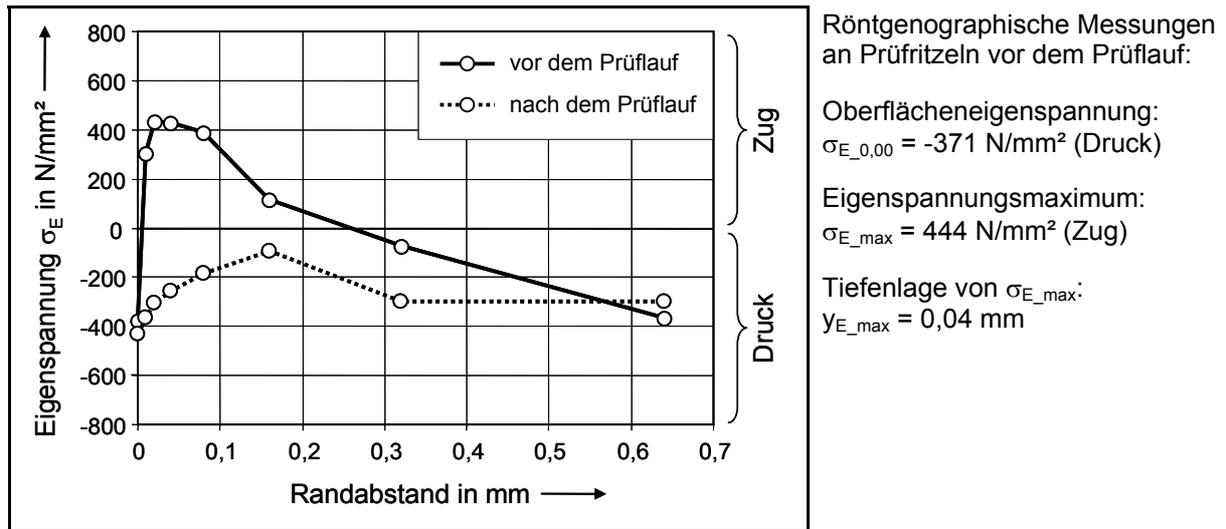


Bild A54 Eigenspannungstiefenverlauf, röntgenographische Messungen vor und nach dem Prüflauf

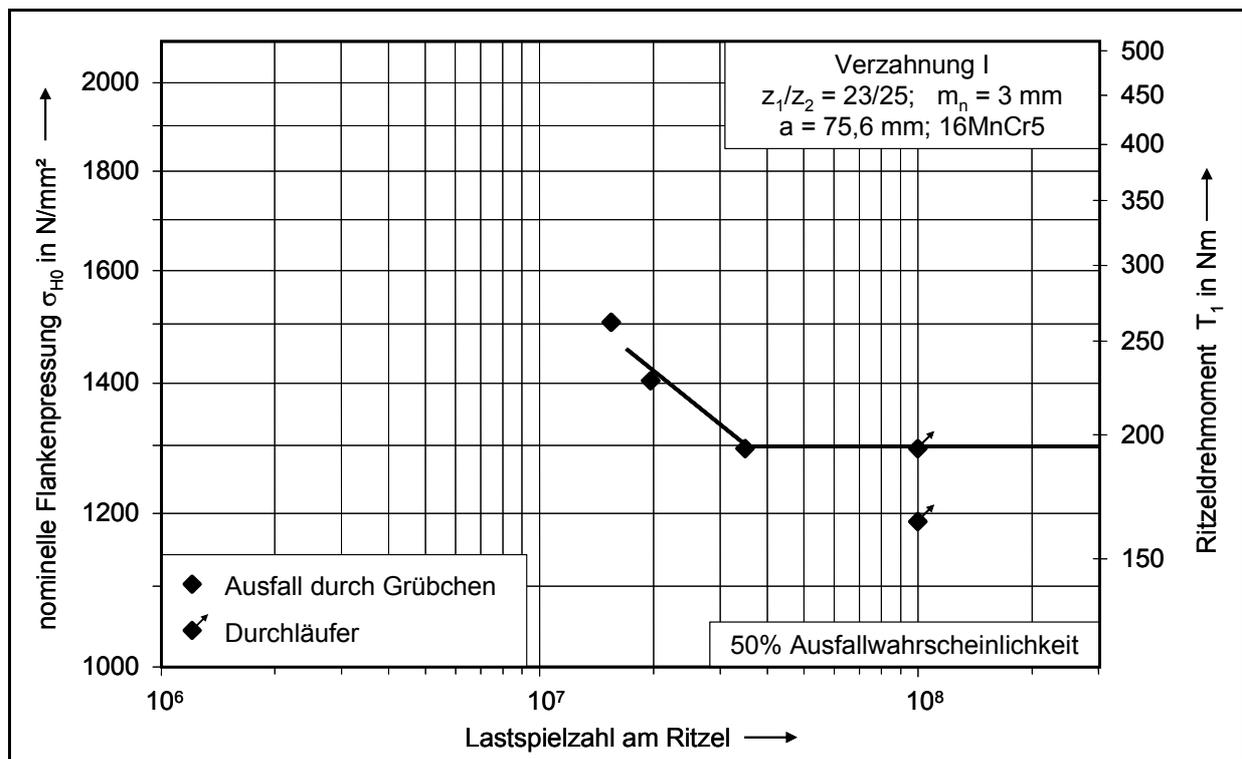


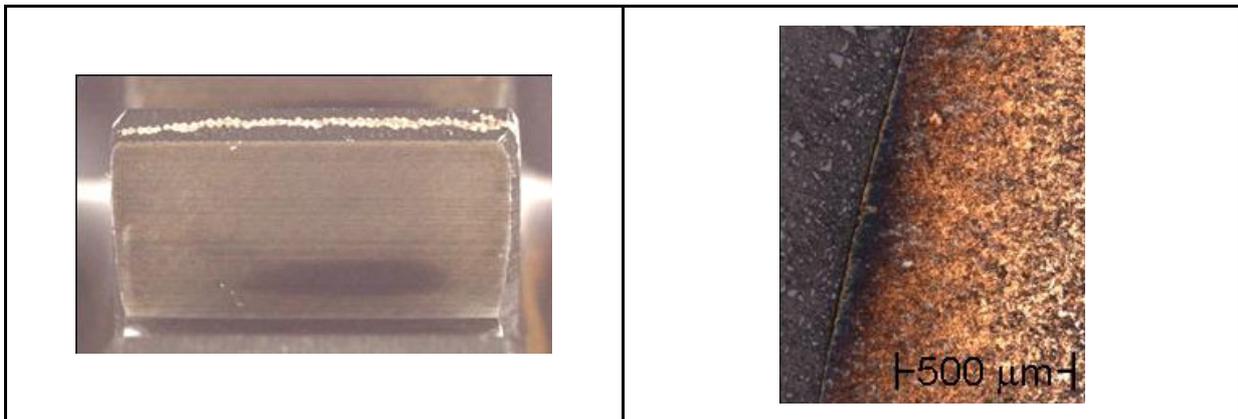
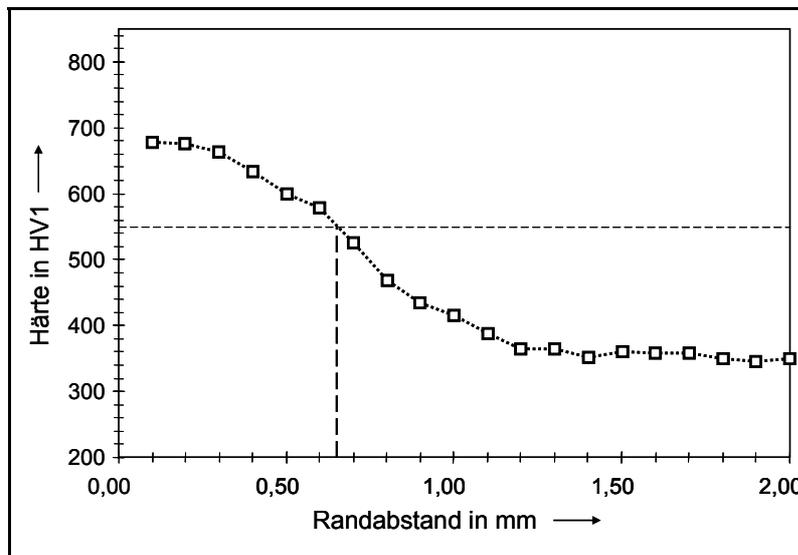
Bild A55 Versuchspunkte und Teilwöhlerlinie zur Grübchentragfähigkeit für 50% Ausfallwahrscheinlichkeit, Variante FD3-I starker Schleifbrand

Prüfvariante FB2P-I

(Profilformschliff mit leichtem Schleifbrand auf 10÷25% der aktiven Flanke)

Achsabstand:	a	= 75,6 mm	Normalmodul:	m_n	= 3 mm
Normaleingriffswinkel:	α_n	= 20°	Schrägungswinkel:	β	= 0°
Zähnezahlen:	z_1/z_2	= 23/25	Zahnbreite:	b	= 14 mm
Profilverschiebungsfaktoren:			x_1/x_2	= 0,719/0,676	
Ersatzkrümmungsradius im Wälzpunkt:			ρ_C	= 8,42 mm	
Einzeleingriffsfaktor Ritzel:			Z_B	= 1,025	
Z-Faktoren:	$Z_L \cdot Z_V \cdot Z_R \cdot Z_W \cdot Z_X$	= 0,995			
K-Faktoren:	$K_A \cdot K_V \cdot K_{H\alpha} \cdot K_{H\beta}$	= 1,24			
Werkzeugkopfhöhe:			h_{a0}	= 1,67 · m_n	
Werkzeugkopfabrundungsradius:				= 0,2 · m_n	
Werkzeugprotuberanz:				= 0,213 mm	

Werkstoff:	16MnCrS5
Wärmebehandlung:	Einsatzhärtung
Schleifverfahren:	Profilformschleifen

**Bild A56** Ätzbild der Prüfritzelflanke nach dem Schleifen, Nitalätzung nach ISO 14104**Bild A57** Randzonengefüge der Prüfritzelflanke nach dem Prüflauf, 50-fache Vergrößerung, 1% Salpetersäure in Ethanol, 60 s

ESATEST an Prüfritzel vor dem Prüflauf:

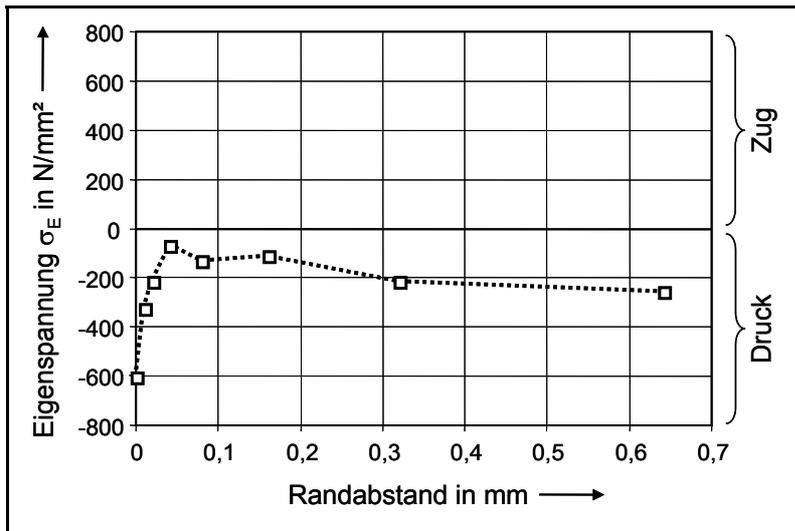
Oberflächenhärte:

OH = 630 HV1-ESATEST (Anlaszone)

OH = 696 HV1-ESATEST (kein Schleifbrand)

Keine zerstörenden metallographischen Untersuchungen vor dem Laufversuch wegen begrenzter Anzahl von Prüfritzeln

Bild A58 Härtetiefenverlauf, metallographische Stichprobe nach dem Prüflauf



Keine zerstörenden röntgenographischen Untersuchungen vor dem Laufversuch wegen begrenzter Anzahl von Prüfritzeln

Bild A59 Eigenspannungstiefenverlauf, röntgenographische Messungen **nach dem Prüflauf**

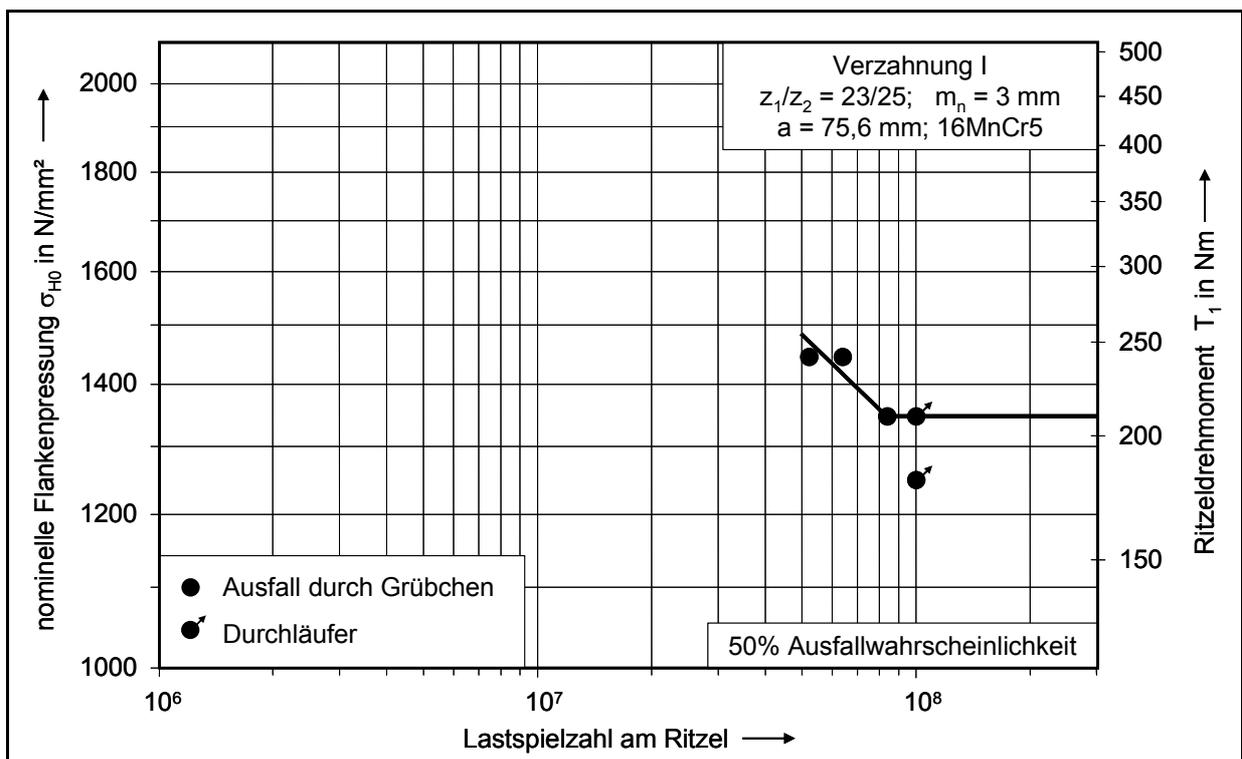


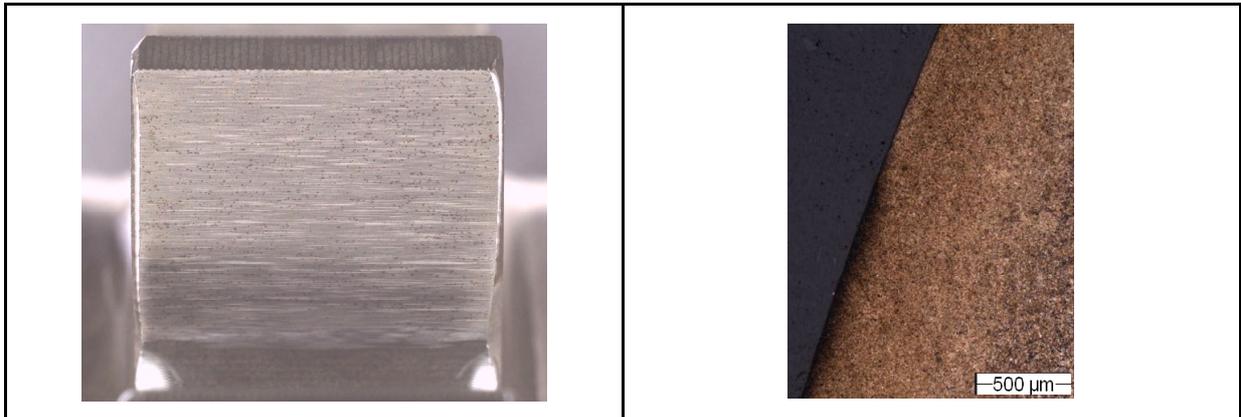
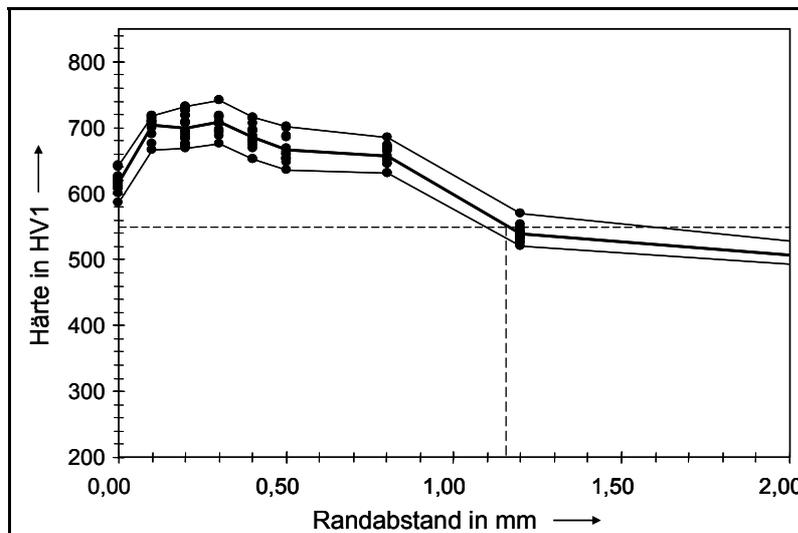
Bild A60 Versuchspunkte und Teilwöhlerlinie zur Grübchentragfähigkeit für 50% Ausfallwahrscheinlichkeit, Variante FB2P-I leichter Schleifbrand

Prüfvariante FB2K-II

(Kugelgestrahlte Variante mit leichtem Schleifbrand auf 10÷25% der aktiven Flanke)

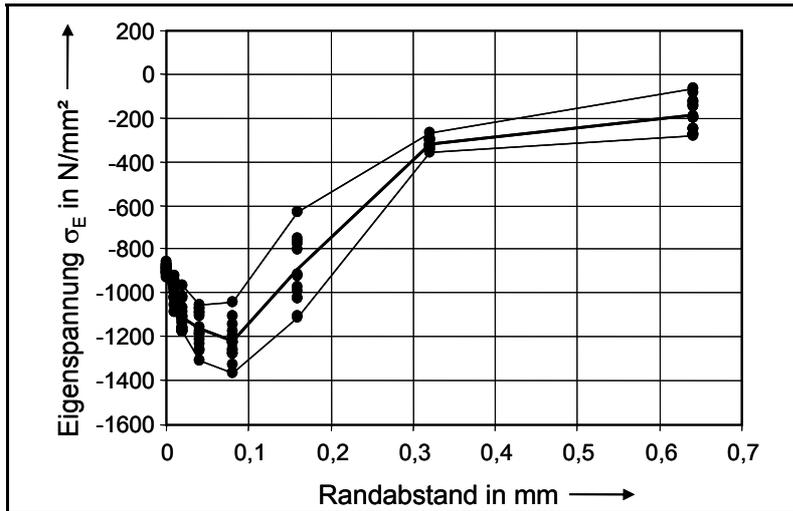
Achsabstand:	a	= 91,5 mm	Normalmodul:	m_n	= 5 mm
Normaleingriffswinkel:	α_n	= 20°	Schrägungswinkel:	β	= 0°
Zähnezahlen:	z_1/z_2	= 17/18	Zahnbreite:	b	= 14 mm
Profilverschiebungsfaktoren:			x_1/x_2	= 0,514/0,407	
Ersatzkrümmungsradius im Wälzpunkt:			ρ_C	= 10,03 mm	
Einzeleingriffsfaktor Ritzel:			Z_B	= 1,032	
K-Faktoren:			$K_A \cdot K_v \cdot K_{H\alpha} \cdot K_{H\beta}$	= 1,26	
Werkzeugkopfhöhe:			h_{a0}	= 1,59 · m_n	
Werkzeugkopfabrundungsradius:				= 0,2 · m_n	
Werkzeugprotuberanz:				= 0,28 mm	

Werkstoff:	18CrNiMo7-6
Wärmebehandlung:	Einsatzhärtung
Schleifverfahren:	Teilwälzschleifen
Strahlbehandlung:	Kugelstrahlen als Reparaturmaßnahme (+ optional Gleitschleifen)

**Bild A61** Ätzbild der Prüfritzelflanke nach dem Schleifen, Nitalätzung nach ISO 14104**Bild A62** Randzonengefüge der Prüfritzelflanke nach dem Kugelstrahlen, 50-fache Vergrößerung, 3% Salpetersäure in Ethanol, 20 s

Mittelwerte aus 3MA-Messungen an Prüfritzeln vor dem Prüflauf:

Oberflächenhärte:
OH = 620 HV1 (Anlasszone)Einsatzhärtungstiefe:
CHD = 1,16 mm**Bild A63** Härtetiefenverlauf, 3MA-Messungen vor dem Prüflauf (im kugelgestrahlten Zustand)



Mittelwerte aus 3MA-Messungen an Prüfritzeln vor dem Prüflauf:

Oberflächeneigenspannung:
 $\sigma_{E_{0,00}} = -941 \text{ N/mm}^2$ (Druck)

Druckeigenspannungsmaximum:
 $\sigma_{E_{\max}} = -1220 \text{ N/mm}^2$ (Druck)

Tiefenlage von $\sigma_{E_{\max}}$ (Druck):
 $y_{E_{\max}} = 0,08 \text{ mm}$

Bild A64 Eigenspannungstiefenverlauf, 3MA-Messungen vor dem Prüflauf (im kugelgestrahlten Zustand)

Flankenrauheit nach dem Kugelstrahlen: $R_a = 0,7 \div 1,9 \mu\text{m}$

Flankenrauheit nach dem Kugelstrahlen und Gleitschleifen: $R_a = 0,06 \div 0,35 \mu\text{m}$

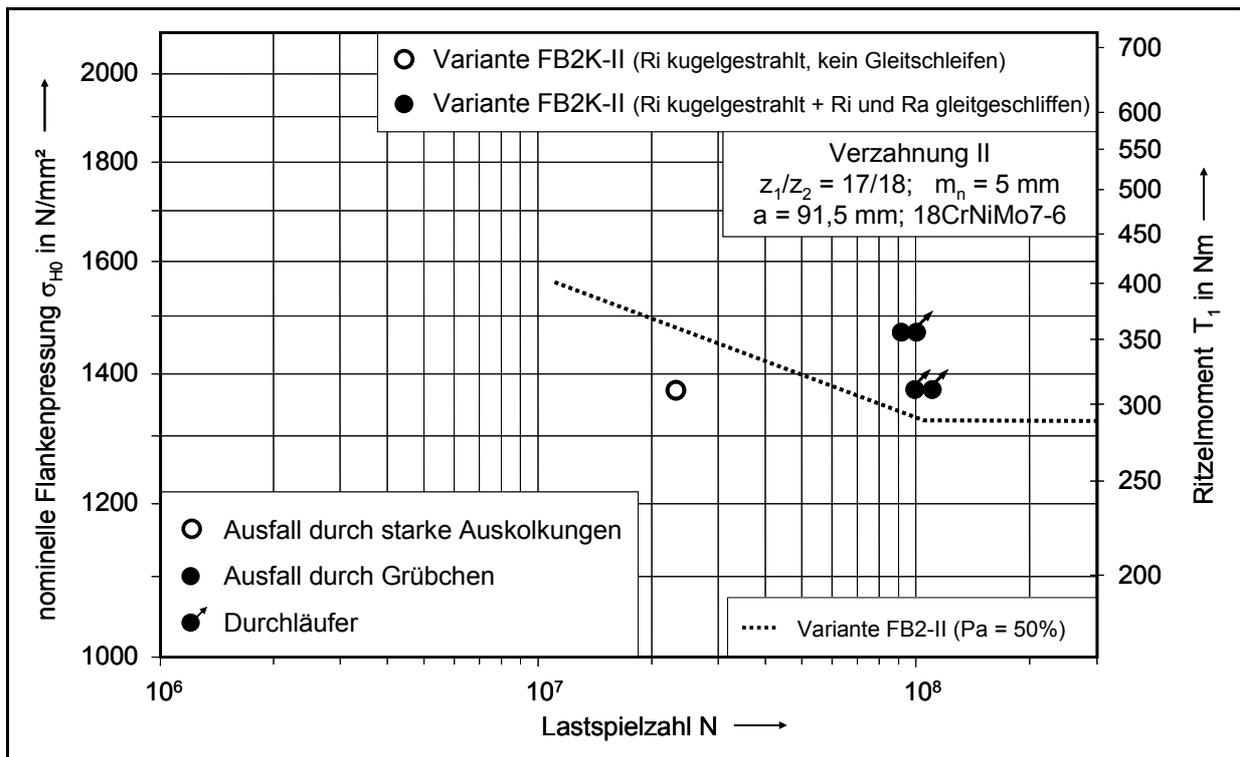


Bild A65 Versuchspunkte zur Flankentragfähigkeit der kugelgestrahlten Variante FB2K-II und Vergleich mit der Wöhlerlinie ($P_a = 50\%$) der ungestrahlten Variante FB2-II (leichter Schleifbrand)

Prüfvariante FD3K-II

(Kugelgestrahlte Variante mit starkem Schleifbrand auf > 25% der aktiven Flanke)

Achsabstand:	a	= 91,5 mm	Normalmodul:	m_n	= 5 mm
Normaleingriffswinkel:	α_n	= 20°	Schrägungswinkel:	β	= 0°
Zähnezahlen:	z_1/z_2	= 17/18	Zahnbreite:	b	= 14 mm
Profilverschiebungsfaktoren:			x_1/x_2	= 0,514/0,407	
Ersatzkrümmungsradius im Wälzpunkt:			ρ_C	= 10,03 mm	
Einzeleingriffsfaktor Ritzel:			Z_B	= 1,032	
K-Faktoren:			$K_A \cdot K_v \cdot K_{H\alpha} \cdot K_{H\beta}$	= 1,26	
Werkzeugkopfhöhe:			h_{a0}	= 1,59 · m_n	
Werkzeugkopfabrundungsradius:				= 0,2 · m_n	
Werkzeugprotuberanz:				= 0,28 mm	

Werkstoff:	18CrNiMo7-6
Wärmebehandlung:	Einsatzhärtung
Schleifverfahren:	Teilwälzschleifen
Strahlbehandlung:	Kugelstrahlen als Reparaturmaßnahme (+ optional Gleitschleifen)

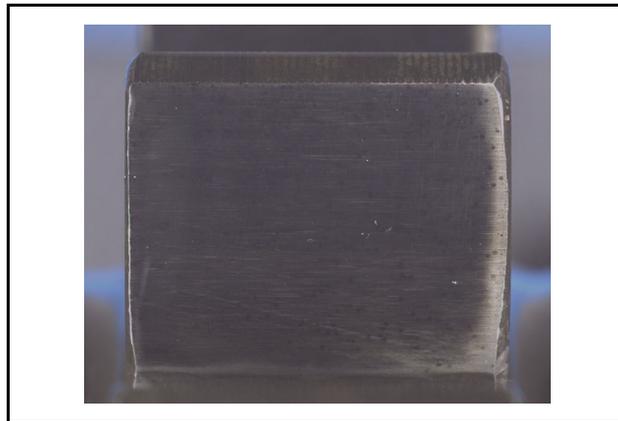
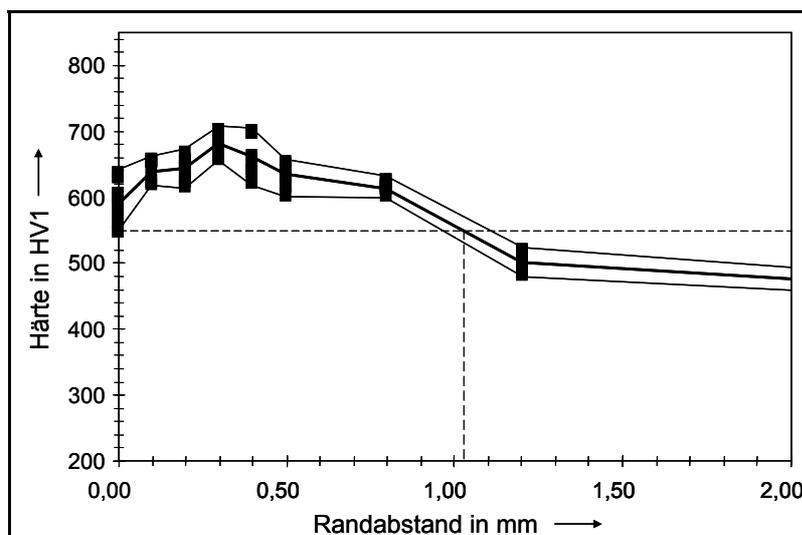


Bild A66 Ätzbild der Prüfritzelflanke nach dem Schleifen, Nitalätzung nach ISO 14104

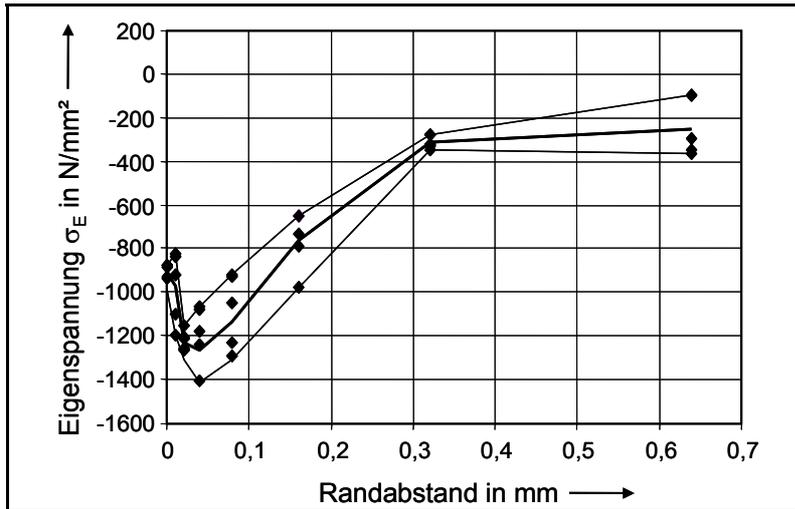


Mittelwerte aus 3MA-Messungen an Prüfritzeln vor dem Prüflauf:

Oberflächenhärte:
OH = 588 HV1

Einsatzhärtungstiefe:
CHD = 1,03 mm

Bild A67 Härtetiefenverlauf, 3MA-Messungen vor dem Prüflauf (im kugelgestrahlten Zustand)



Mittelwerte aus 3MA-Messungen an Prüfritzeln vor dem Prüflauf:

Oberflächeneigenspannung:
 $\sigma_{E_{0,00}} = -914 \text{ N/mm}^2$ (Druck)

Druckeigenspannungsmaximum:
 $\sigma_{E_{\max}} = -1267 \text{ N/mm}^2$ (Druck)

Tiefenlage von $\sigma_{E_{\max}}$ (Druck):
 $y_{E_{\max}} = 0,04 \text{ mm}$

Bild A68 Eigenspannungstiefenverlauf, 3MA-Messungen vor dem Prüflauf (im kugelgestrahlten Zustand)

Flankenrauheit nach dem Kugelstrahlen: $R_a = 0,7 \div 1,9 \mu\text{m}$

Flankenrauheit nach dem Kugelstrahlen und Gleitschleifen: $R_a = 0,06 \div 0,35 \mu\text{m}$

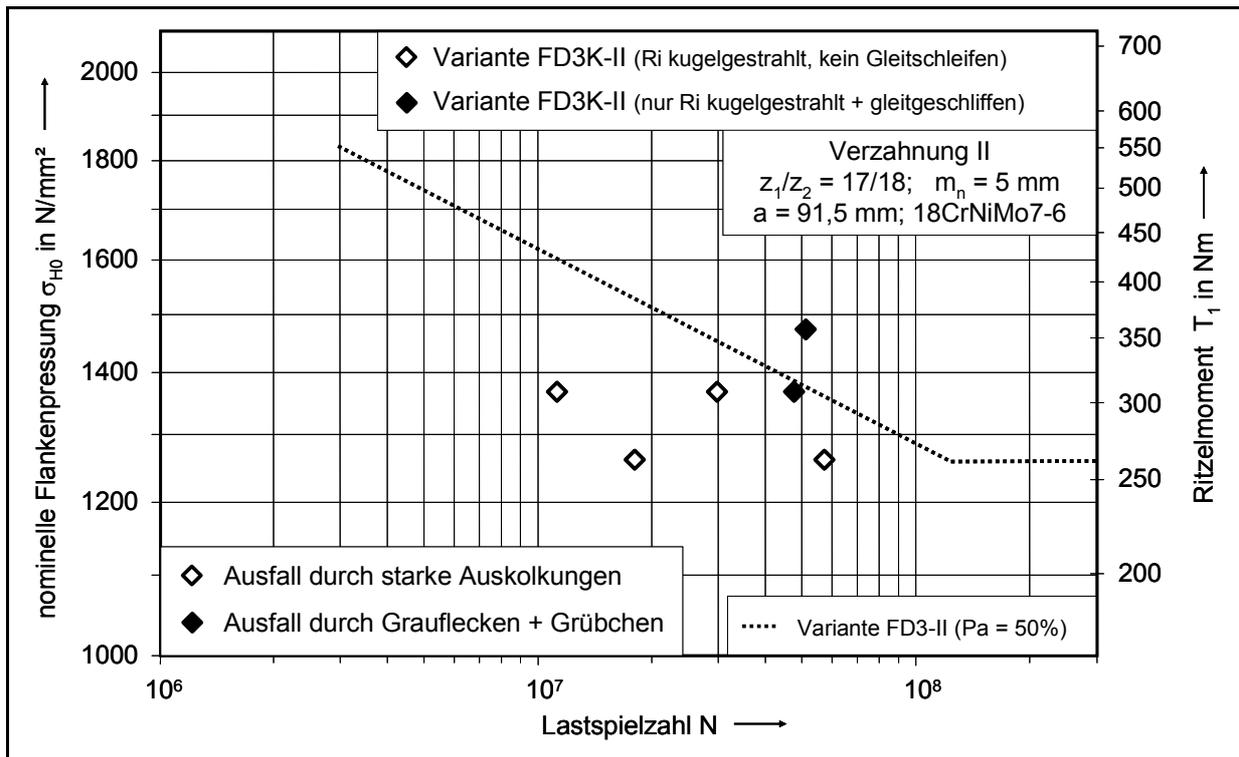


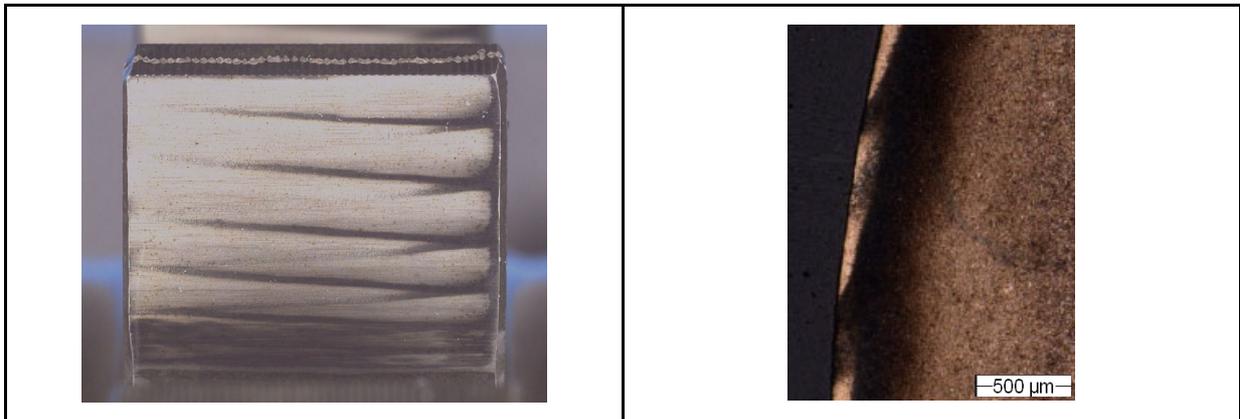
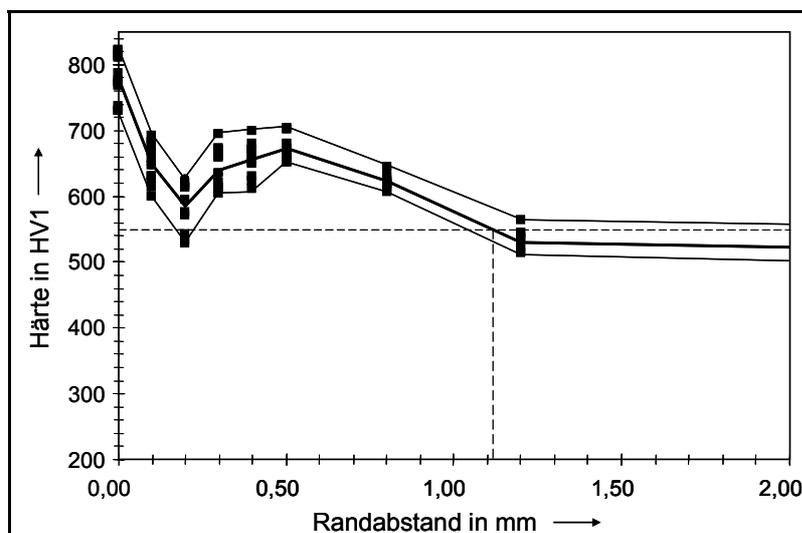
Bild A69 Versuchspunkte zur Flankentragfähigkeit der kugelgestrahlte Variante FD3K-II und Vergleich mit der Wöhlerlinie ($P_a = 50\%$) der ungestrahlten Variante FD3-II (starker Schleifbrand)

Prüfvariante FE3K-II

(Kugelgestrahlte Variante mit Neuhärtung auf > 25% der aktiven Flanke)

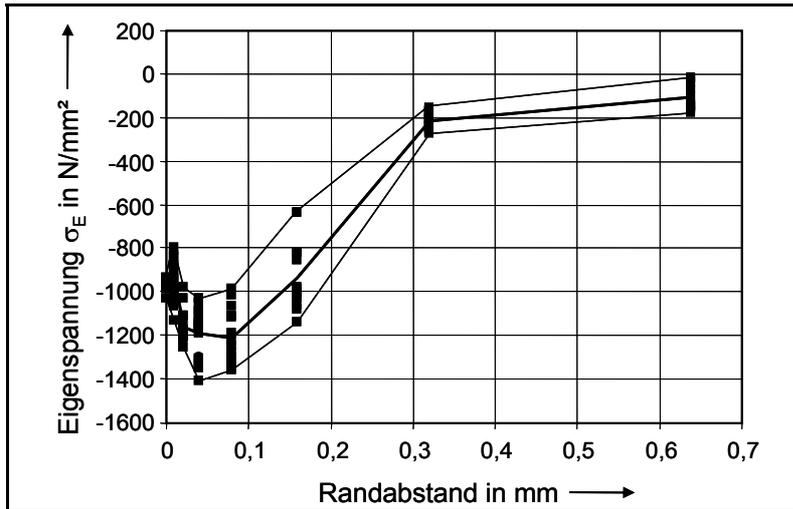
Achsabstand:	a	= 91,5 mm	Normalmodul:	m_n	= 5 mm
Normaleingriffswinkel:	α_n	= 20°	Schrägungswinkel:	β	= 0°
Zähnezahlen:	z_1/z_2	= 17/18	Zahnbreite:	b	= 14 mm
Profilverschiebungsfaktoren:			x_1/x_2	= 0,514/0,407	
Ersatzkrümmungsradius im Wälzpunkt:			ρ_C	= 10,03 mm	
Einzeleingriffsfaktor Ritzel:			Z_B	= 1,032	
K-Faktoren:			$K_A \cdot K_v \cdot K_{H\alpha} \cdot K_{H\beta}$	= 1,26	
Werkzeugkopfhöhe:			h_{a0}	= 1,59 · m_n	
Werkzeugkopfabrundungsradius:				= 0,2 · m_n	
Werkzeugprotuberanz:				= 0,28 mm	

Werkstoff:	18CrNiMo7-6
Wärmebehandlung:	Einsatzhärtung
Schleifverfahren:	Teilwälzschleifen
Strahlbehandlung:	Kugelstrahlen als Reparaturmaßnahme (+ optional Gleitschleifen)

**Bild A70** Ätzbild der Prüfritzelflanke nach dem Schleifen, Nitalätzung nach ISO 14104**Bild A71** Randzonengefüge der Prüfritzelflanke nach dem Kugelstrahlen, 50-fache Vergrößerung, 3% Salpetersäure in Ethanol, 20 s

Mittelwerte aus 3MA-Messungen an Prüfritzeln vor dem Prüflauf:

Oberflächenhärte:
OH = 780 HV1Einsatzhärtungstiefe:
CHD = 1,11 mm**Bild A72** Härtetiefenverlauf, 3MA-Messungen vor dem Prüflauf (im kugelgestrahlten Zustand)



Mittelwerte aus 3MA-Messungen an Prüfritzeln vor dem Prüflauf:

Oberflächeneigenspannung:
 $\sigma_{E_{0,00}} = -962 \text{ N/mm}^2$ (Druck)

Druckeigenspannungsmaximum:
 $\sigma_{E_{max}} = -1210 \text{ N/mm}^2$ (Druck)

Tiefenlage von $\sigma_{E_{max}}$ (Druck):
 $y_{E_{max}} = 0,08 \text{ mm}$

Bild A73 Eigenspannungstiefenverlauf, 3MA-Messungen vor dem Prüflauf (im kugelgestrahlten Zustand)

Flankenrauheit nach dem Kugelstrahlen: $R_a = 0,7 \div 1,9 \mu\text{m}$

Flankenrauheit nach dem Kugelstrahlen und Gleitschleifen: $R_a = 0,06 \div 0,35 \mu\text{m}$

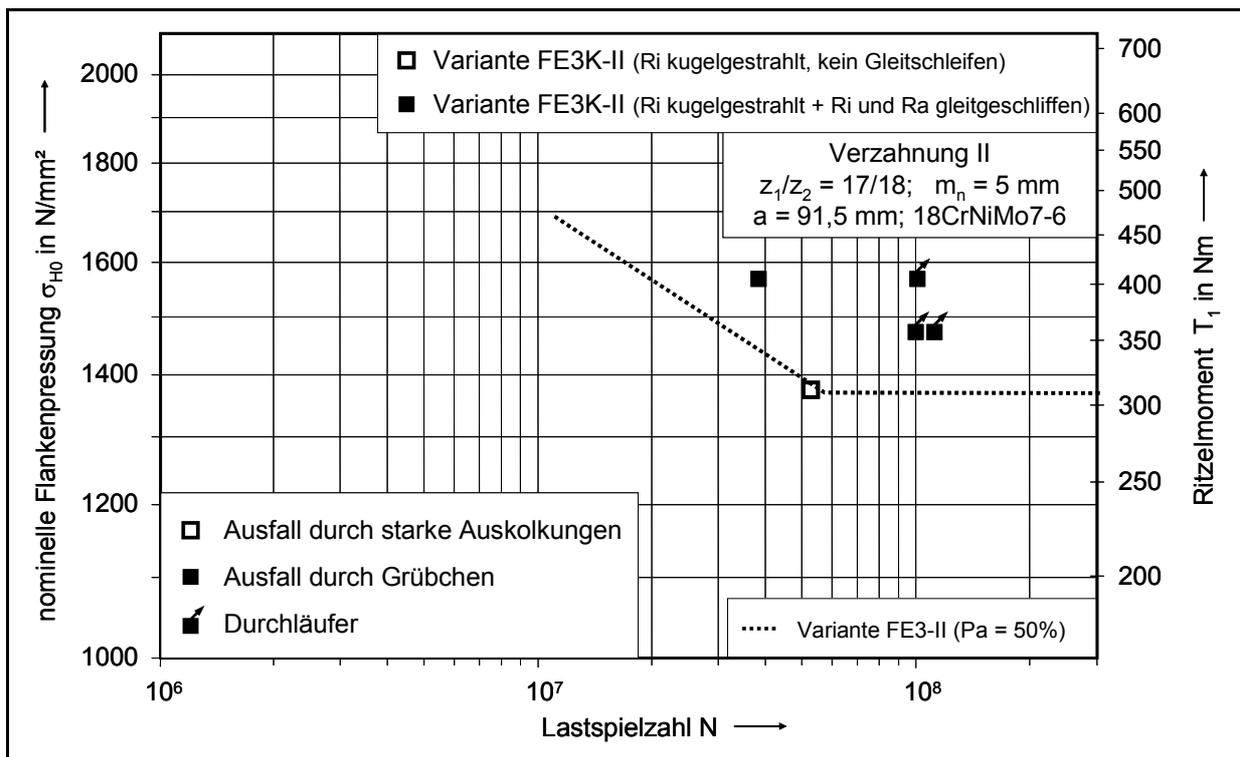


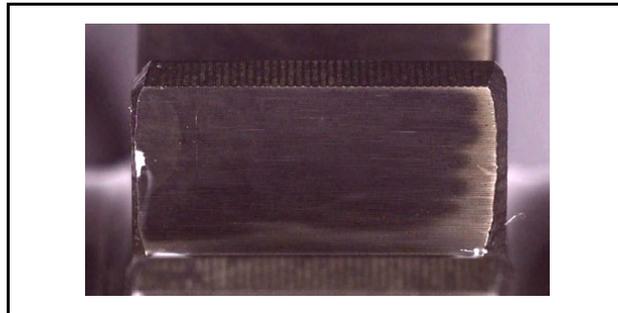
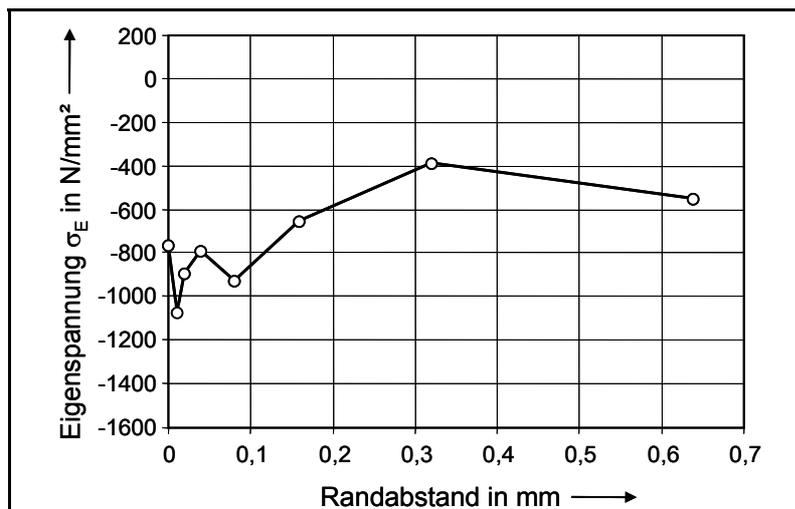
Bild A74 Versuchspunkte zur Flankentragfähigkeit der kugelgestrahlten Variante FE3K-II und Vergleich mit der Wöhlerlinie ($P_a = 50\%$) der ungestrahlten Variante FE3-II (Neuhärtung)

Prüfvariante FD3K-I

(Kugelgestrahlte Variante mit starkem Schleifbrand auf > 25% der aktiven Flanke)

Achsabstand:	a	= 75,6 mm	Normalmodul:	m_n	= 3 mm
Normaleingriffswinkel:	α_n	= 20°	Schrägungswinkel:	β	= 0°
Zähnezahlen:	z_1/z_2	= 23/25	Zahnbreite:	b	= 14 mm
Profilverschiebungsfaktoren:			x_1/x_2	= 0,719/0,676	
Ersatzkrümmungsradius im Wälzpunkt:			ρ_C	= 8,42 mm	
Einzeleingriffsfaktor Ritzel:			Z_B	= 1,025	
K-Faktoren:			$K_A \cdot K_v \cdot K_{H\alpha} \cdot K_{H\beta}$	= 1,24	
Werkzeugkopfhöhe:			h_{a0}	= 1,67 · m_n	
Werkzeugkopfabrundungsradius:				= 0,2 · m_n	
Werkzeugprotuberanz				= 0,213 mm	

Werkstoff:	16MnCr5
Wärmebehandlung:	Einsatzhärtung
Schleifverfahren:	Teilwälzschleifen
Strahlbehandlung:	Kugelstrahlen als Reparaturmaßnahme

**Bild A75** Ätzbild der Prüritzelflanke nach dem Schleifen, Nitalätzung nach ISO 14104**Bild A76** Eigenspannungstiefenverlauf, röntgenographische Messung vor dem Prüflauf (im kugelgestrahlten Zustand)

Röntgenographische Messung an Prüritzeln vor dem Prüflauf:

Oberflächeneigenspannung:
 $\sigma_{E_{0,00}} = -780 \text{ N/mm}^2$ (Druck)**Druckeigenspannungsmaximum:**
 $\sigma_{E_{\max}} = -1087 \text{ N/mm}^2$ (Druck)Tiefenlage von $\sigma_{E_{\max}}$ (Druck):
 $y_{E_{\max}} = 0,01 \text{ mm}$ Flankenrauheit nach dem Kugelstrahlen: $R_a = 0,7 \div 1,9 \mu\text{m}$

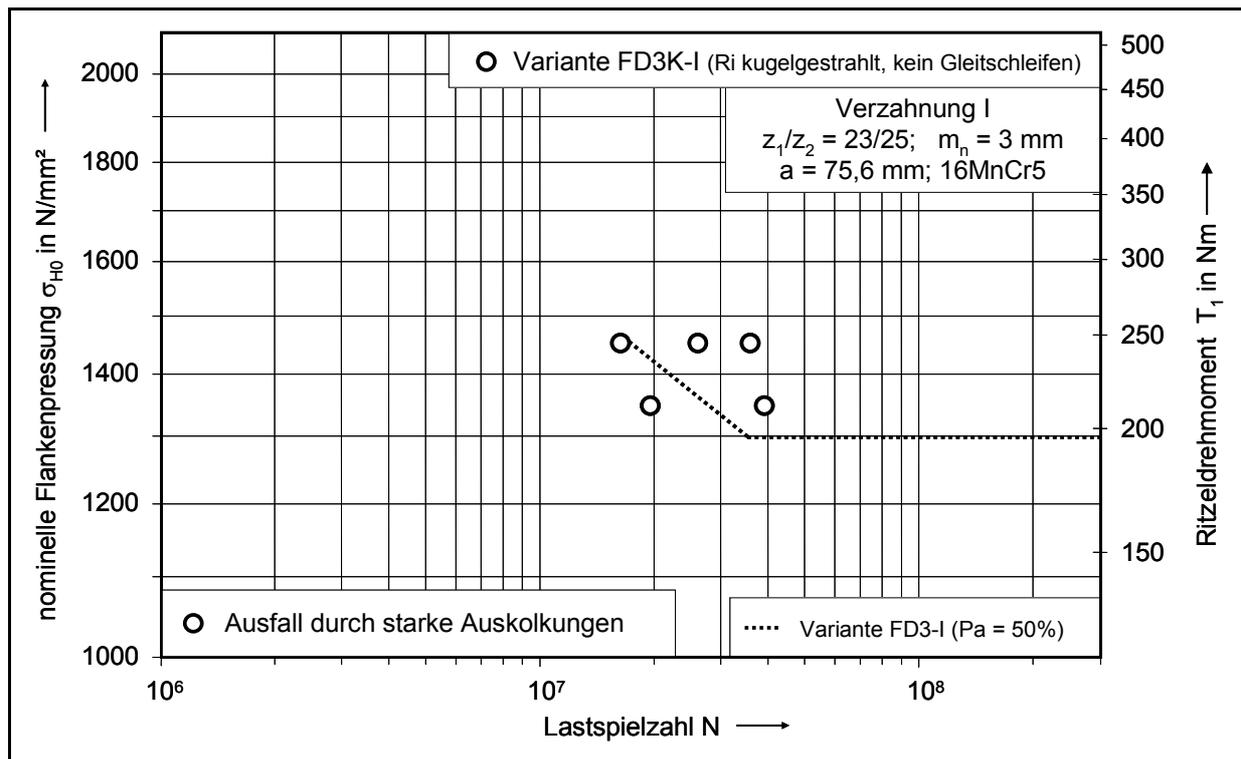


Bild A77 Versuchspunkte zur Flankentragfähigkeit der kugelgestrahlte Variante FD3K-I und Vergleich mit der Wöhlerlinie (Pa = 50%) der ungestrahlten Variante FD3-I (starker Schleifbrand)

13.6 Rollscan – Messschriebe

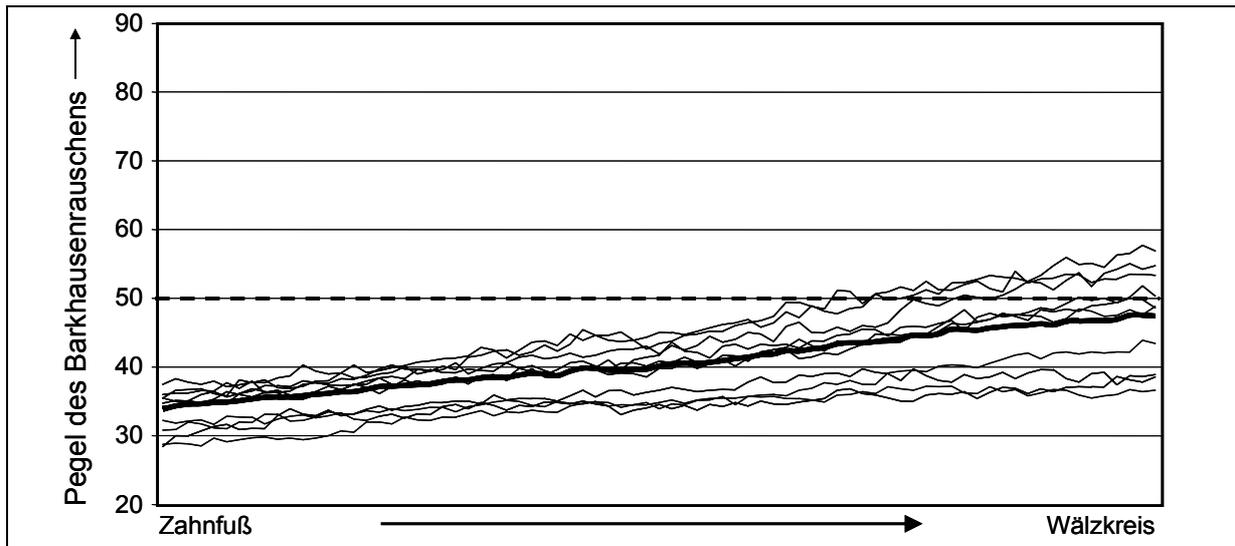


Bild A78 Referenzvariante FA0-II, ohne Schleifbrand

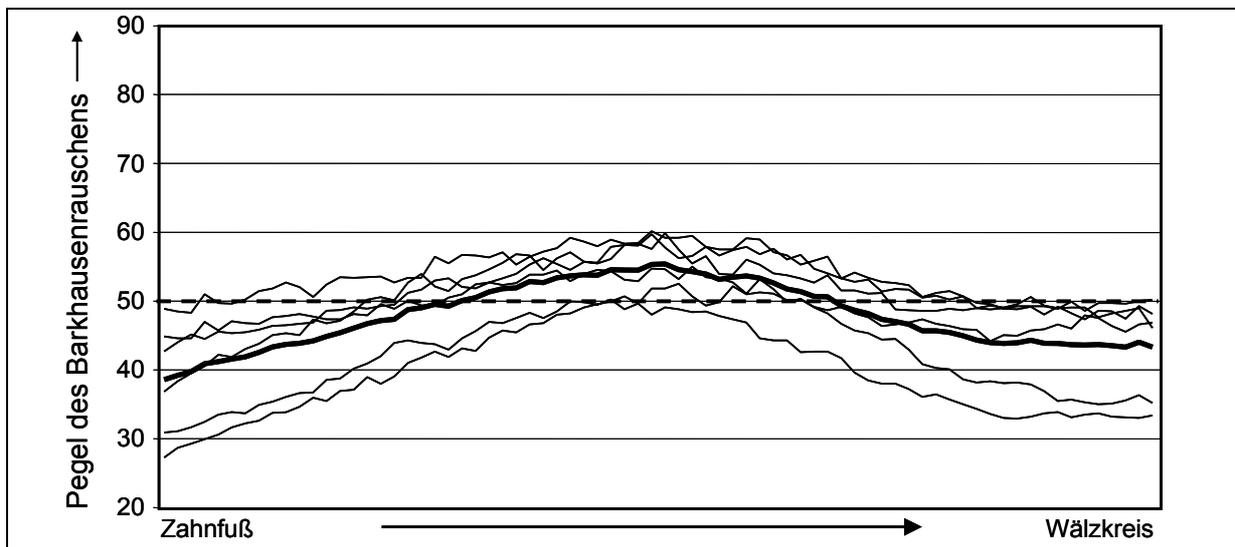


Bild A79 Variante FB1-II, leichter Schleifbrand auf < 10% der aktiven Flanke

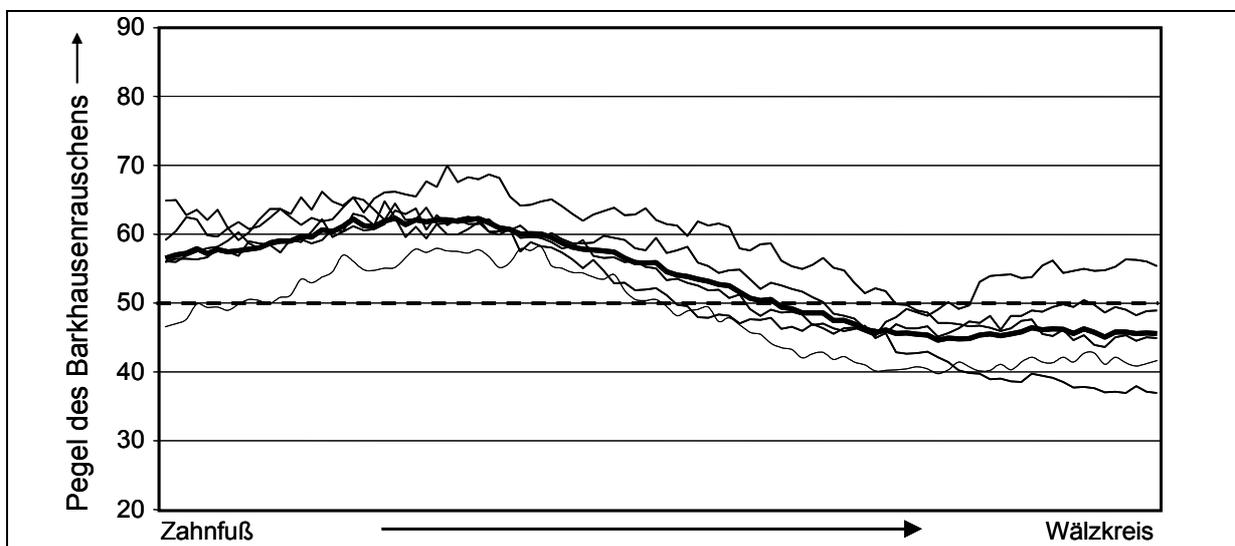


Bild A80 Variante FB2-II, leichter Schleifbrand auf 10÷25% der aktiven Flanke

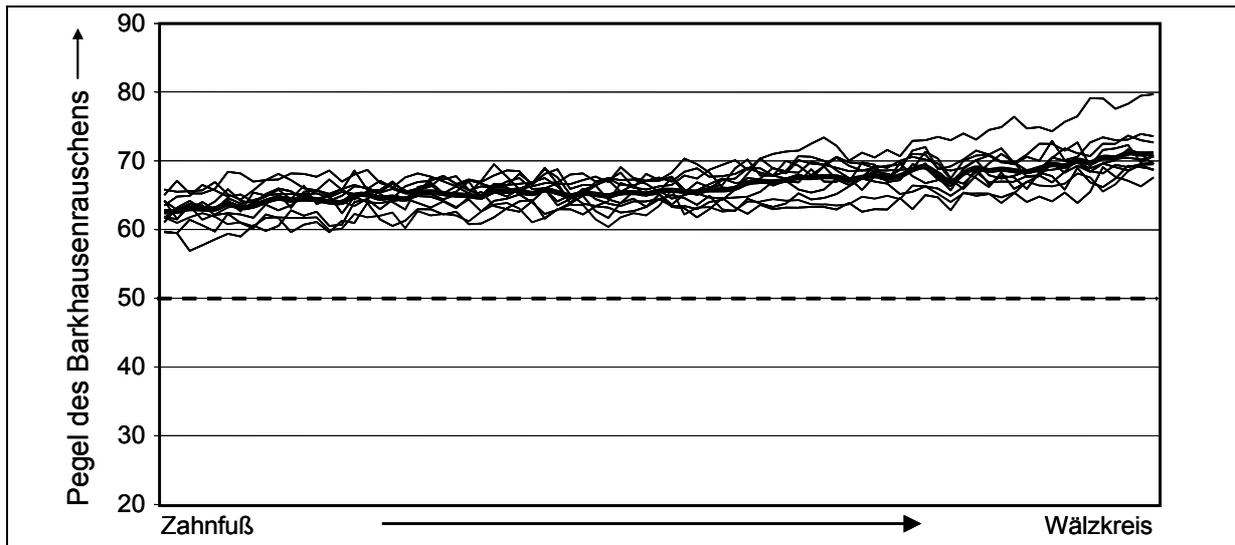


Bild A81 Variante FB3-II, leichter Schleifbrand auf > 25% der aktiven Flanke

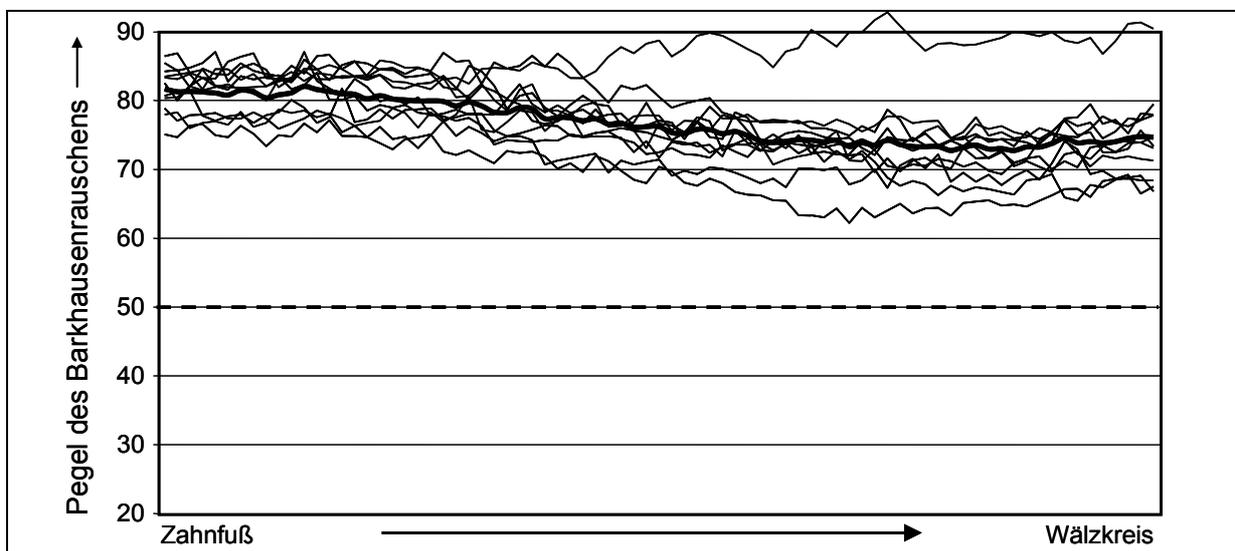


Bild A82 Variante FD3-II, starker Schleifbrand auf > 25% der aktiven Flanke

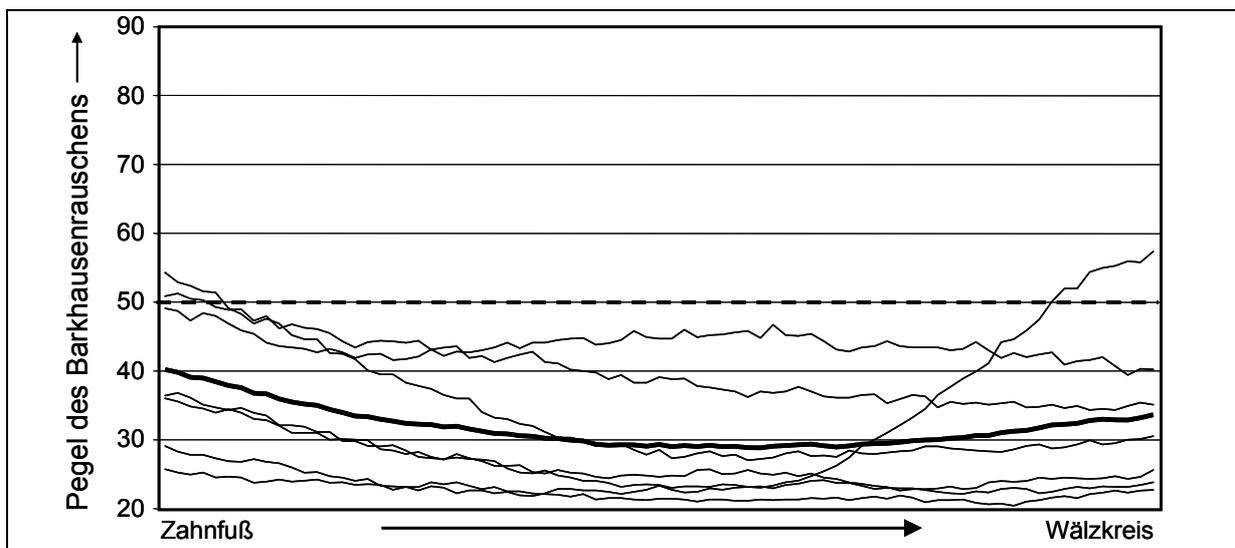


Bild A83 Variante FE3-II, Neuhärtung auf > 25% der aktiven Flanke

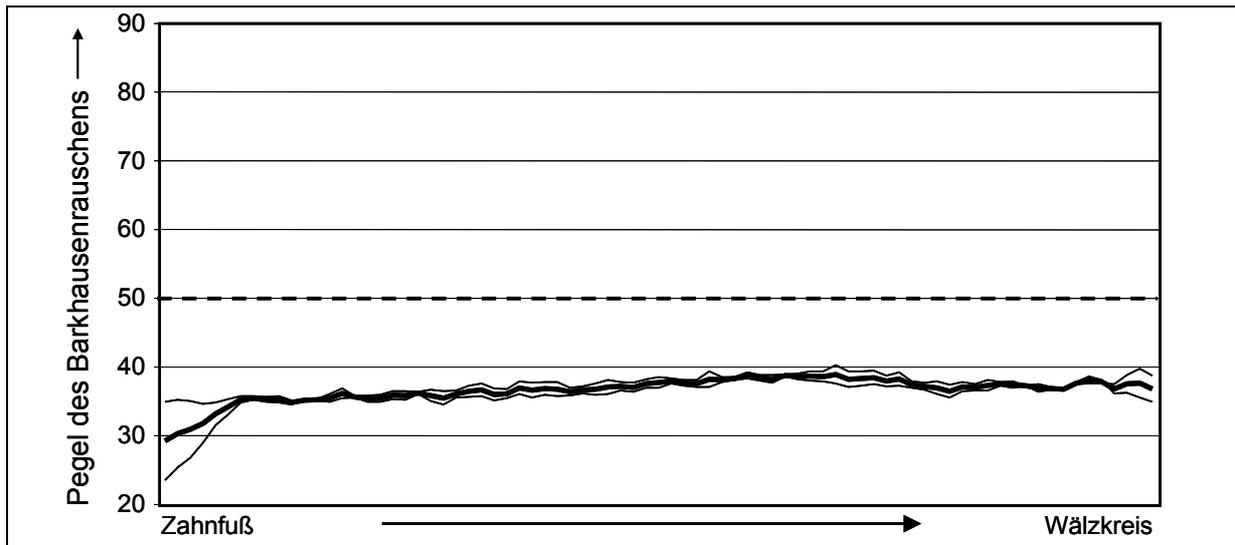


Bild A84 Variante FA0-I, ohne Schleifbrand

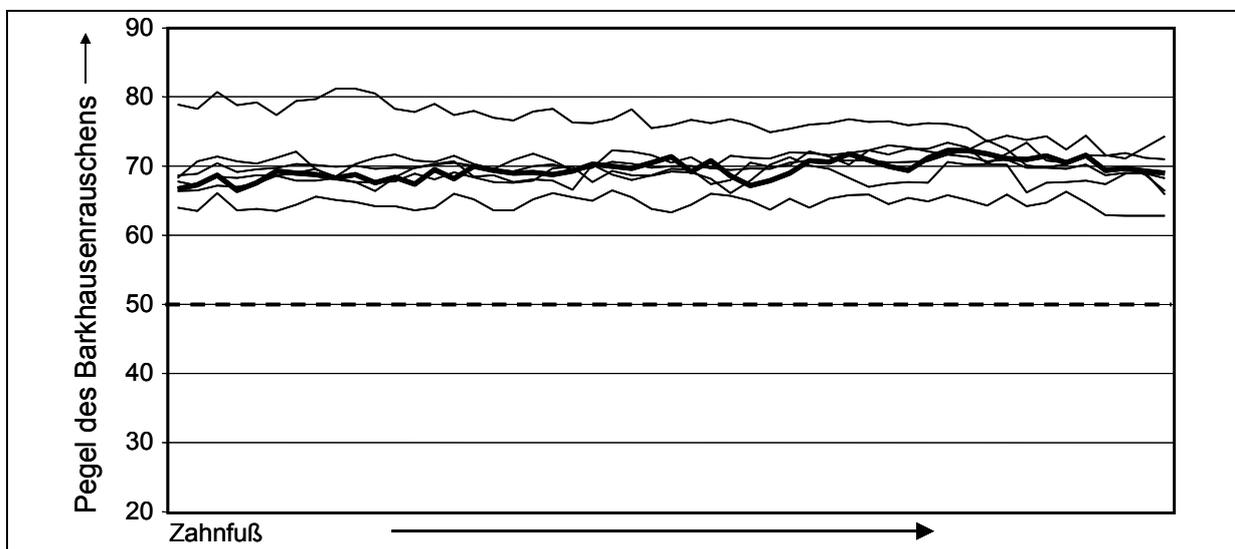


Bild A85 Variante FD3-I, starker Schleifbrand auf > 25% der aktiven Flanke

Dissertationen der FZG

- 1 PERRET, H. Übertragung konstanter Leistung durch stufenlos mechanische Regeltriebe. TH Braunschweig 1935.
- 2 BELLMANN, H. Beiträge zur Prüfung von Bremsbelägen. TH Braunschweig 1939.
- 3 HIERSIG, H.M. Der Zusammenhang von Gestaltung und Beanspruchung bei Schneckengetrieben mit Evolventenverzahnung. TH Braunschweig 1943.
- 4 HELBIG, F. Walzenfestigkeit und Grübchenbildung von Zahnrad- und Wälzlagerwerkstoffen. TH Braunschweig 1943.
- 5 ARF, D. Pendelrollenlager mit symmetrischen und unsymmetrischen Rollen. TH Braunschweig 1944.
- 6 OESMANN, W. Entwicklung einer Stahlsand-Schalt- und Regelkupplung. TH Braunschweig 1945.
- 7 RUBO, E. Ermittlung der Achsfehler-Empfindlichkeit verschiedener Zylinder-Schneckengetriebe mit Hilfe des Einlauf-Abschliffvolumens. TH Braunschweig 1948.
- 8 GLAUBNITZ, H. Drehmomentmessungen zum Wendevorgang bei Raupenfahrwerken. TH Braunschweig 1948.
- 9 TALKE, H. Beiträge zur hydrodynamischen Schmiertheorie des ebenen Gleitschuhes auf ebener Fläche. TH Braunschweig 1948.
- 10 CRAMER, H. Über die Reibung und Schmierung feinmechanischer Geräte. TH Braunschweig 1949.
- 11 THOMAS, W. Reibscheiben-Regelgetriebe mit Linienberührung. TH Braunschweig 1949.
- 12 MAUSHAKE, W. Theoretische Untersuchung von Schneckengetrieben mit Globoidschnecke und Stirnrad. TH Braunschweig 1950.
- 13 KRAUPNER, K.W. Das plastische Verhalten umlaufender Stahlrollen bei Punktberührung. TH Braunschweig 1951.
- 14 BANASCHEK, K. Die Gleitreibung geschmierter Flächen kleiner Schmiegun. Einfluß von Werkstoffpaarung, Krümmung, Oberfläche und Schmierstoff. TH Braunschweig 1951.
- 15 HEYER, E. Versuche mit Zylinderschneckenrieben. Einfluß von Zahnform, Modul, Durchmesser und Schmierstoff auf Verlustleistung und Tragfähigkeit. TH München 1952.
- 16 HENTSCHEL, G. Der Hochleistungswälztrieb. Entwicklungsstand und Entwicklungsmöglichkeiten. TH München 1952.
- 17 WINTER, H. Tragfähigste Evolventengeradverzahnung. TH München 1954.
- 18 ROY, A.K. Spannungsoptische Untersuchung eines schrägverzahnten Stirnrades. TH München 1957.

- 19 RETTIG, H. Dynamische Zahnkraft. TH München 1957.
- 20 OHLENDORF, H. Verlustleistung und Erwärmung von Stirnrädern. TH München 1958.
- 21 UNTERBERGER, M. Geräuschuntersuchungen an geradverzahnten Zahnrädern. TH München 1958.
- 22 LOOMAN, J. Das Abrichten von profilierten Schleifscheiben zum Schleifen von schrägverzahnten Stirnrädern. TH München 1959.
- 23 JARCHOW, F. Versuche an Stirnrad-Globoidschneckentrieben. TH München 1960.
- 24 POPOVIC, L. Einfluß von Zahnform und Bearbeitung auf die Zahnfußfestigkeit. TH München 1960.
- 25 EHRENSPIEL, K. Die Festkörperreibung von geschmierten und ungeschmierten Metallpaarungen mit Linienberührung. TH München 1962.
- 26 PITTROFF, H. Riffelbildung infolge Stillstandserschütterungen bei Wälzlagern. TH München 1962.
- 27 SCHREIBER, H. Zur Auswertung von Lebensdauerversuchen an Wälzlagern. TH München 1962.
- 28 ROTH, K. Untersuchungen über die Eignung der Evolventenzahnform für eine allgemein verwendbare feinwerktechnische Normverzahnung. TH München 1963.
- 29 NARUSE, Ch. Verschleiß, Tragfähigkeit und Verlustleistung bei Schraubenradgetrieben. TH München 1964.
- 30 GARTNER, F. Die Mischreibung bei Linienberührung. TH München 1964.
- 31 ASSMANN, H. Vergleichende Untersuchung von Getriebeölen im FZG-Stirnrad- und Esso-Hypoidprüfstand. TH München.
- 32 REISTER, D. Einseitiges Breitentragen bei Stirnrädern. TH München 1965.
- 33 KORRENN, H. Gleitreibung in den Kontaktstellen zwischen den Wälzkörpern und den Laufbahnen der Ringe von Wälzlagern. TH München 1965.
- 34 HÖSEL, Th. Geräuschuntersuchungen an schrägverzahnten Stirnrädern mit Evolventenverzahnung. TH München 1965.
- 35 LANGENBECK, K. Die Verschleiß- und Freßgrenzlast der Hypoidgetriebe. TH München 1966.
- 36 MEMMEL, M. Untersuchungen über die Tragfähigkeit und Gebrauchsdauer von Gelenklagern. TH München 1966.
- 37 BÖTSCH, H. Der Einfluß der Oberflächenbearbeitung und -behandlung auf die Flankenfestigkeit von Stirnrädern aus Vergütungsstahl. TH München 1966.
- 38 LECHNER, G. Die Freßlastgrenze bei Stirnrädern aus Stahl. TH München 1966.
- 39 LANGE, S. Untersuchungen von Helicon- und Spiroidgetrieben mit abwickelbaren Schneckenflanken nach der hydrodynamischen und nach der Hertzschen Theorie. TH München 1967.

- 40 SCHWÄGERL, D. Untersuchung von Helicon- und Spiroidgetrieben mit trapezförmigem Schneckenprofil nach der Hertzschen und nach der hydrodynamischen Theorie. TH München 1967.
- 41 MICHELS, K. Schneckengetriebe mit Werkstoffpaarung Stahl/Grauguß. TH München 1968.
- 42 GACKSTETTER, G. Verlustarme Verzahnung. TH München 1968.
- 43 GEUPEL, H. Flüssigkeitsreibung bei Punktberührung. TH München 1969.
- 44 GREKOUSSIS, R. Vergleichende Untersuchungen zur Freßtragfähigkeit von Hypoid- und Stirnrädern. TH München 1969.
- 45 BAETHGE, J. Zahnfederhärte, Drehwegfehler und Geräusch bei Stirnrädern. TH München 1969.
- 46 SCHULZ, H.D. Untersuchung über Tragfähigkeiten und Verlustleistung von Schneckengetrieben mit trapezförmigem Schneckenprofil und kegeliger Schnecke. TH München 1969.
- 47 STÖLZLE, K. Leistungsübertragung in Planetengetrieben bei statischem und dynamischem Betrieb. Berechnung, Optimierung und Versuchsergebnisse. TH München 1970.
- 48 SEITZINGER, K. Die Erwärmung einsatzgehärteter Zahnräder als Kennwert für ihre Freßtragfähigkeit. TU München 1971.
- 49 STÖSSEL, K. Reibungszahlen unter elasto-hydrodynamischen Bedingungen. TU München 1971.
- 50 SCHMIDT, G. Berechnung der Wälzpressung schrägverzahnter Stirnräder unter Berücksichtigung der Lastverteilung. TU München 1972.
- 51 HIRT, M. Einfluß der Zahnfußausrundung auf Spannung und Festigkeit von Geradstirnrädern. TU München 1974.
- 52 WILKESMANN, H. Berechnung von Schneckengetrieben mit unterschiedlichen Zahnprofilformen (Tragfähigkeits- und Verlustleistung für Hohlkreis-, Evolventen- und Geradlinienprofil). TU München 1974.
- 53 RICHTER, M. Der Verzahnungswirkungsgrad und die Freßtragfähigkeit von Hypoid- und Schraubenradgetrieben - Versuchsergebnisse und Berechnungsmethoden. TU München 1976.
- 54 RÖSCH, H. Untersuchungen zur Wälzfestigkeit von Rollen - Einfluß von Werkstoff, Wärmebehandlung und Schlupf. TU München 1976.
- 55 GAGGERMEIER, H. Untersuchungen zur Reibkraftübertragung in Regel-Reibradgetrieben im Bereich elasto-hydrodynamischer Schmierung. TU München 1977.
- 56 KÄSER, W. Beitrag zur Grübchenbildung an gehärteten Zahnrädern. Einfluß von Härtetiefe und Schmierstoff auf die Flankenragfähigkeit. TU München 1977.

- 57 KNABEL, W. Geräusche und Schwingungen an Stirnradgetrieben. Untersuchungen geometrischer Einflüsse bei hohen Drehzahlen und Belastungen. TU München 1977.
- 58 WIRTH, X. Über den Einfluß von Schleifkerben auf die Zahnfußtragfähigkeit und das Schädigungsverhalten oberflächengehärteter Zahnräder. TU München 1977.
- 59 HUBER, G. Zylinderschneckengetriebe, ein Beitrag zur Berechnung von Grübchen- und Gleitverschleiß und Angaben zum Wirkungsgradverhalten aus Versuchen. TU München 1978.
- 60 BROSSMANN, U. Über den Einfluß der Zahnfußausrundung und des Schrägungswinkels auf Beanspruchung und Festigkeit schrägverzahnter Stirnräder. TU München 1979.
- 61 PLEWE, H.-J. Untersuchungen über den Abriebverschleiß von geschmierten, langsam laufenden Zahnrädern. TU München 1980.
- 62 FRESEN, G. Untersuchungen über die Tragfähigkeit von Hypoid- und Kegelradgetrieben (Grübchen, Ridging, Rippling, Graufleckigkeit und Zahnbruch). TU München 1981.
- 63 OSTER, P. Beanspruchung der Zahnflanken unter Bedingungen der Elastohydrodynamik. TU München 1982.
- 64 HORNING, K. Zahnräder aus Bainitischem Gusseisen mit Kugelgraphit. TU München 1983.
- 65 WEISS, T. Zum Festigkeits- und Verzugverhalten von randschichtgehärteten Zahnrädern. TU München 1983.
- 66 VOJACEK, H. Das Reibungsverhalten von Fluiden unter elastohydrodynamischen Bedingungen. Einfluß der chem. Struktur des Fluides, der Werkstoffe und der Makro- und Mikrogeometrie der Gleit/Wälzkörper. TU München 1984.
- 67 SCHÖNNENBECK, G. Einfluß der Schmierstoffe auf die Zahnflankenermüdung (Graufleckigkeit und Grübchenbildung) hauptsächlich im Umfangsgeschwindigkeitsbereich 1...9 m/s. TU München 1984.
- 68 WIENER, H. Untersuchung der Rollenkinematik im Axial-Pendelrollenlager. TU München 1984.
- 69 MATHIAK, D. Untersuchungen über Flankentragfähigkeit, Zahnfußtragfähigkeit und Wirkungsgrad von Zylinderschneckengetrieben. TU München 1984.
- 70 STRASSER, H. Einflüsse von Verzahnungsgeometrie, Werkstoff und Wärmebehandlung auf die Zahnfußtragfähigkeit. TU München 1984.
- 71 JOACHIM, F.-J. Untersuchungen zur Grübchenbildung an vergüteten und normalisierten Zahnrädern (Einfluß von Werkstoffpaarung, Oberflächen- und Eigenspannungszustand). TU München 1984.
- 72 GERBER, H. Innere dynamische Zusatzkräfte bei Stirnradgetrieben - Modellbildung, innere Anregung und Dämpfung. TU München 1984.

- 73 SIMON, M. Messung von elasto-hydrodynamischen Parametern und ihre Auswirkung auf die Grübchentragsfähigkeit vergüteter Scheiben und Zahnräder. TU München 1984.
- 74 SCHMIDT, W. Untersuchungen zur Grübchen- und zur Zahnfußtragsfähigkeit geradverzahnter evolventischer Innenstirnräder. TU München 1984.
- 75 FUNCK, G. Wärmeabführung bei Getrieben unter quasistationären Betriebsbedingungen. TU München 1985.
- 76 PAUL, M. Einfluß von Balligkeit und Lageabweichungen auf die Zahnfußbeanspruchung spiralverzahnter Kegelräder. TU München 1986.
- 77 HOPPE, F. Das Abschalt- und Betriebsverhalten von mechanischen Sicherheitskupplungen. TU München 1986.
- 78 MICHAELIS, K. Die Integraltemperatur zur Beurteilung der Freßtragsfähigkeit von Stirnradgetrieben. TU München 1987.
- 79 WECH, L. Untersuchungen zum Wirkungsgrad von Kegelrad- und Hypoidgetrieben. TU München 1987.
- 80 KNAUER, G. Zur Grübchentragsfähigkeit einsatzgehärteter Zahnräder - Einfluß von Werkstoff, Schmierstoff und Betriebstemperatur. TU München 1988.
- 81 PLACZEK, T. Lastverteilung und Flankenkorrektur in gerad- und schrägverzahnten Stirnradstufen. TU München 1988.
- 82 PFLAUM, H. Das Reibungsverhalten ölgeschmierter Kegelreibkupplungen in Synchronisationseinrichtungen von Kraftfahrzeug-Schaltgetrieben. TU München 1988.
- 83 BRINCK, P. Zahnfußtragsfähigkeit oberflächengehärteter Stirnräder bei Lastrichtungsumkehr. TU München 1989.
- 85 NEUPERT, K. Verschleißtragsfähigkeit und Wirkungsgrad von Zylinder-Schneckengetrieben. TU München 1990.
- 86 PREXLER, F. Einfluß der Wälzflächenrauheit auf die Grübchenbildung vergüteter Scheiben im EHD-Kontakt. TU München 1990.
- 87 SCHALLER, K.-V. Betriebsfestigkeitsuntersuchungen zur Grübchenbildung an einsatzgehärteten Stirnradflanken. TU München 1990.
- 88 COLLENBERG, H.-F. Untersuchungen zur Freßtragsfähigkeit schnelllaufender Stirnradgetriebe. TU München 1991.
- 89 MÜLLER, R. Schwingungs- und Geräuschanregung bei Stirnradgetrieben. TU München 1991.
- 90 ANZINGER, M. Werkstoff- und Fertigungseinflüsse auf die Zahnfußtragsfähigkeit, insbesondere im hohen Zeitfestigkeitsgebiet. TU München 1991.
- 91 KAGERER, E. Messung von elastohydrodynamischen Parametern im hochbelasteten Scheiben- und Zahnkontakt. TU München 1991.

- 92 HASLINGER, K. Untersuchungen zur Grübchentragfähigkeit profilkorrigierter Zahnräder. TU München 1991.
- 93 VOLLHÜTER, F. Einfluß der Achsversetzung auf die Grübchen- und Zahnfußtragfähigkeit von spiralverzahnten Kegelrädern. TU München 1992.
- 94 PINNEKAMP, B. Das Schaltverhalten von PKW-Getriebesynchronisierungen. TU München 1992.
- 95 SCHUBERT, M. Einfluß der Befestigungsart und Radkranzdicke auf die Zahntragfähigkeit von Innenstirnrädern. TU München 1993.
- 96 STEINGRÖVER, K. Untersuchung zu Verschleiß, Verlustgrad und Fressen bei Zylinder-Schneckengetrieben. TU München 1993.
- 97 ELSTORPFF, M.-G. Einflüsse auf die Grübchentragfähigkeit einsatzgehärteter Zahnräder bis in das höchste Zeitfestigkeitsgebiet. TU München 1993.
- 98 EMMERT, S. Untersuchungen zur Zahnflankenermüdung (Graufleckigkeit, Grübchenbildung) schnellaufender Stirnradgetriebe. TU München 1994.
- 99 SUCHANDT, Th. Betriebsfestigkeitsuntersuchungen zur Zahnfußtragfähigkeit einsatzgehärteter Zahnräder und zur Bruchfestigkeit vergüteter Laschenketten. TU München 1994.
- 100 HÄMMERL, B. Lebensdauer- und Temperaturverhalten ölgekühlter Lamellenkupplungen bei Lastkollektivbeanspruchung. TU München 1994.
- 101 WEISS, R. Einfluß der Ölalterung auf die Zahnflankentragfähigkeit. TU München 1994.
- 102 SCHLENK, L. Untersuchungen zur Freßtragfähigkeit von Großzahnradern. TU München 1995.
- 103 MANN, U. Schmierfilmbildung in elastohydrodynamischen Kontakten, Einfluß verschiedener Grundöle und Viskositäts-Index-Verbesserer. TU München 1995.
- 104 RUDZEWSKI, S. Systemtechnische Verknüpfung eingeführter Getrieberechnungsprogramme. TU München 1995.
- 105 RANK, R. Untersuchungen zur Lebensdauerprüfung von Synchronisierungen. TU München 1995.
- 106 EBERSPÄCHER, C. Reihenfolgeeffekte bei der Grübchen-Betriebsfestigkeit einsatzgehärteter Zahnräder. TU München 1995.
- 107 RANK, B. Untersuchungen zur Grübchenbildung bei Zylinder-Schneckengetrieben. TU München 1996.
- 108 SATTELBERGER, K. Schwingungs- und Geräuschanregung bei ein- und mehrstufigen Stirnradgetrieben. TU München 1997.
- 109 HIRSCHMANN, V. Tragfähigkeitsuntersuchungen an stufenlosen Umschlingungsgetrieben. TU München 1997.

- 110 THOMAS, J. Flankentragfähigkeit und Laufverhalten von hartfeinbearbeiteten Kegelrädern. TU München 1998.
- 111 WIKIDAL, F. Berechnung der Flankenpressung gerad- und schrägverzahnter Stirnräder für last- und fertigungsbedingte Abweichungen. TU München 1998.
- 112 PERPONCHER, V., CH. Einflüsse von Reibflächentopographie und Beanspruchungen auf das Reibungs- und Verschleißverhalten von Synchronisierungen. TU München 1998.
- 113 SCHEDL, U. Einfluß des Schmierstoffs auf die Grübchenlebensdauer einsatzgehärteter Zahnräder. TU München 1998.
- 114 VOLLMER, T. Methodik zur Entwicklung einer Fahrstrategie für Fahrzeuge, ausgeführt am Beispiel des Autarken Hybrids. TU München 1998.
- 115 HEITMANN, A. Entwicklung des i²-Getriebes für den Autarken Hybrid-Antriebsstrang. TU München 1998.
- 116 PFLEGER, F. Schalt- und Lebensdauerverhalten von Lamellenkupplungen. TU München 1998.
- 117 KERSCHL, S. Der Autarke Hybrid - Optimierung des Antriebsstrangs hinsichtlich Energieverbrauch und Bestimmung des Einsparpotentials, TU München 1998.
- 118 DÖBEREINER, R. Tragfähigkeit von Hochverzahnungen geringer Schwingungsanregung, TU München 1998.
- 119 WEIGAND, U. Werkstoff- und Wärmebehandlungseinflüsse auf die Zahnfußtragfähigkeit, TU München 1999.
- 120 SCHRADE, U. Einfluß von Verzahnungsgeometrie und Betriebsbedingungen auf die Graufleckentragfähigkeit von Zahnradgetrieben, TU München 2000.
- 121 KÖLL, J. Konstruktion des Getriebes für ein Pkw-Hybridantriebssystem, TU München 2000.
- 122 FÖRSTER, W. Der Lastschaltvorgang beim stufenlosen i²-Getriebe des Autarken Hybrid-Antriebsstrangs, TU München 1999.
- 123 LANGE, N. Hoch fresstragfähige Schneckengetriebe mit Rädern aus Sphaeroguß, TU München 2000.
- 124 LUTZ, M. Methoden zur rechnerischen Ermittlung und Optimierung von Tragbildern an Schneckengetrieben, TU München 2000.
- 125 KOPATSCH, F. Wirksamkeit von Viskositätsindex-Verbesserern im EHD-Zahnradkontakt, TU München 2000.
- 126 BAYERDÖRFER, I. Einfluß von betriebsbedingten Schmierstoffveränderungen auf die Flankentragfähigkeit einsatzgehärteter Stirnräder, TU München 2000.
- 127 TOBIE, T. Zur Grübchen- und Zahnfußtragfähigkeit einsatzgehärteter Zahnräder, TU München 2001.

- 128 STAHL, K. Grübchentragfähigkeit einsatzgehärteter Gerad- und Schrägverzahnungen unter besonderer Berücksichtigung der Pressungsverteilung, TU München 2001.
- 129 NEUMÜLLER, M. Einfluß der Ölalterung auf Reibungs- und Verschleißverhalten von Synchronisierungen, TU München 2001.
- 130 MOSBACH, C. Das Reibungs- und Reibschwing-Verhalten nasslaufender Lamellenkupplungen, TU München 2002.
- 131 DYLA, A. Modell einer durchgängig rechnerbasierten Produktentwicklung, TU München 2002.
- 132 GRASWALD, C. Reibung im elastohydrodynamischen Kontakt von Reibradgetrieben, TU München 2002.
- 133 GEISER, H.. Grundlagen zur Beurteilung des Schwingungsverhaltens von Stirnrädern, TU München 2002.
- 134 SCHINAGL, S. Zahnfußtragfähigkeit schrägverzahnter Stirnräder unter Berücksichtigung der Lastverteilung, TU München 2002.
- 135 DOLESCHEL, A. Wirkungsgradberechnung von Zahnradgetrieben in Abhängigkeit vom Schmierstoff, TU München 2003.
- 136 ANNAST, R. Kegelrad-Flankenbruch, TU München 2003
- 137 SÜSSMUTH, J.-F. Eignungsbeurteilung von Schmierstoffen für stufenlose Umschlingungsgetriebe, TU München 2003.
- 138 MATTEN, D. Methode zur Entwicklung ingenieurwissenschaftlicher Berechnungsprogramme, TU München 2003.
- 139 GEIER, N. Untersuchung des Reibungs- und Verschleißverhaltens nasslaufender Kupplungen in Abhängigkeit ihrer Reibflächentopographie, TU München 2003
- 140 HERTTER, T. Rechnerischer Festigkeitsnachweis der Ermüdungstragfähigkeit vergüteter und einsatzgehärteter Stirnräder, TU München 2003.
- 141 KRIEGER, H. Alterung von Schmierstoffen im Zahnradprüfstand und in Praxisgetrieben, TU München 2004.
- 142 STEUTZGER, M. Einfluß der Baugröße auf die Zahnfußtragfähigkeit einsatzgehärteter Stirnräder, TU München 2004.
- 143 SCHMIDBAUER, T. Aufbau und Erprobung des Autarken Hybrid-Antriebsstrangs im Versuchsfahrzeug. TU München 2004.
- 144 LIU, W. Einfluss verschiedener Fertigungsverfahren auf die Graufleckentragfähigkeit von Zahnradgetrieben, TU München 2004.
- 145 FEHLING, R. Höhere Tragfähigkeit bei Zahnradflanken durch eine nichtevolventische Profilmodifikation. TU München 2004.
- 146 GUTTENBERG, P. Der autarke Hybrid am Prüfstand - Funktion, Kraftstoffverbrauch und energetische Analyse. TU München 2004.

- 147 WIMMER, T. Einflüsse auf das Lastübernahmeverhalten von nasslaufenden Lamellenkupplungen. TU München 2004.
- 148 RADEV, T. Einfluss des Schmierstoffes auf die Grübchentragfähigkeit einsatzgehärteter Zahnräder - Entwicklung des Praxisnahen Pittingtests. TU München 2005.
- 149 KRASTEV, I. Optimierung des Lastschaltvorgangs im i²-Getriebe. TU München 2005.
- 150 HEILEMANN, J. Tragfähigkeit und Wirkungsgrad bei unterschiedlichen Schnecken-Zahnflankenformen unter Berücksichtigung der Oberflächenhärte und Härtetiefe. TU München 2005.
- 151 HEIZENRÖTHER, M. Das Stirnraddifferenzial mit Innenverzahnung im Vergleich zum Kegelraddifferenzial inklusive einer Sperrwertanalyse. TU München 2005.
- 152 WIMMER, A. Lastverluste von Stirnradverzahnungen - Konstruktive Einflüsse, Wirkungsgradmaximierung, Tribologie. TU München 2006.
- 153 BRUCKMEIER, S. Flankenbruch bei Stirnradgetrieben. TU München 2006.
- 154 HAUSER, C. Einfluss der Ölalterung auf Reibcharakteristik und Reibschwingverhalten von Lamellenkupplungen. TU München 2007.
- 155 GROSSL, A. Einfluss von PVD-Beschichtungen auf die Flanken- und Fußtragfähigkeit einsatzgehärteter Stirnräder. TU München 2007.
- 156 STEINBERGER, G. Optimale Grübchentragfähigkeit von Schrägverzahnungen. TU München 2007.
- 157 JAROS, M. Integration des STEP-Produktmodells in den Getriebeentwicklungsprozess. TU München 2007.
- 158 RADEV, S. Einfluss von PVD-Beschichtungen auf die Flanken- und Fußtragfähigkeit einsatzgehärteter Stirnräder. TU München 2007.
- 159 BRAYKOFF, C. Tragfähigkeit kleinmoduliger Zahnräder. TU München 2007.
- 160 STANGL, M. Methodik zur kinematischen und kinetischen Berechnung mehrwelliger Planeten-Koppelgetriebe. TU München 2007.
- 161 STENICO, A. Werkstoffmechanische Untersuchungen zur Zahnfußtragfähigkeit einsatzgehärteter Zahnräder. TU München 2007.
- 162 SCHWIENBACHER, S. Einfluss von Schleifbrand auf die Flankentragfähigkeit einsatzgehärteter Zahnräder. TU München 2008.