



TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN
TUM School of Engineering and Design

**Zum Einfluss der Härtebarkeit auf die Zahnfußtragfähigkeit
einsatzgehärteter Stirnräder größerer Baugröße**

Christian Harald Sebastian Güntner

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

Doktors der Ingenieurwissenschaften

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. Hartmut Spliethoff

Prüfer der Dissertation: 1. Prof. Dr.-Ing. Karsten Stahl
2. Prof. Dr.-Ing. Franz Hoffmann

Die Dissertation wurde am 25.06.2021 bei der Technischen Universität München ein-
gereicht und durch die TUM School of Engineering and Design am 31.01.2022
angenommen.

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Maschinenelemente, Forschungsstelle für Zahnräder und Getriebebau (FZG) der Technischen Universität München. Sie basiert vorwiegend auf dem über die Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA) durch die Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen „Otto von Guericke“ e.V. (AiF) im Rahmen des Programms zur Förderung der industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF) geförderten Forschungsvorhaben FVA-Nr. 740 I aus dem Arbeitskreis „Werkstoffe“.

Mein Dank gilt allen, die im beruflichen sowie im privaten Umfeld zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben. Insbesondere danke ich:

Meinem Doktorvater Prof. Dr.-Ing. Karsten Stahl für die Möglichkeit zur Promotion, das entgegengebrachte Vertrauen und die wissenschaftliche Ausbildung.

Prof. Dr.-Ing. Franz Hoffmann für die Übernahme des Koreferates und den regen Austausch rund um das Thema Werkstoffe.

Prof. Dr.-Ing. Hartmut Spliethof für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes sowie die angenehme Prüfungsatmosphäre.

Meinem Forschungsgruppenleiter Dr.-Ing. Thomas Tobie für das entgegengebrachte Vertrauen, die Möglichkeit zur fachlichen und persönlichen Weiterentwicklung und die stete Unterstützung im beruflichen Umfeld sowie die zahlreichen hilfreichen Anmerkungen, welche zum Gelingen der Arbeit beigetragen haben.

Den Mitgliedern des FVA-Arbeitskreises „Werkstoffe“, die zum Erfolg des Forschungsvorhabens beigetragen haben, vor allem Hr. Manfred Siefert und Hr. Thomas Blum für die ausführlichen Ergebnisdiskussionen.

Der studentischen Unterstützung insbesondere durch Thomas Reischl, Marco Karpfenberger, Maria Steinberger, Jan Auchter und Sophie Seidenschwang für den langjährigen Einsatz und die zuverlässige Arbeitsweise.

Den Kolleg:innen der FZG aus Werkstatt, Prüffeld, Labor, E-Labor und Verwaltung für die gute Zusammenarbeit und die Unterstützung in vielen fachlichen und organisatorischen Belangen. Besonders hervorzuheben hierbei sind Ingeborg Brodschelm, Marco Breidinger, Reiner Duschek, Franz Hofmann, Heike Preuß, Robert Kiermeier, Kornelia Güth, Cornelia Ambrosch-Fischer, Andrea Baur und Heidrun Wolf.

Meinen wissenschaftlichen Kolleg:innen für das gute Arbeitsklima und die gegenseitige Unterstützung sowie den wertvollen fachlichen Austausch. Mein besonderer Dank gilt Dr.-Ing. Werner Sigmund, Dr.-Ing. Stefan Schurer, Dr.-Ing. Florian Dobler, Dr.-Ing. Andreas Dobler, Martin Sedlmair, Dr.-Ing. Michael Hein und Holger Cermak sowie der Initial-Segler-Crew bestehend aus Dr.-Ing. Nadine Sagraloff, Karl-Jakob Raddatz, Daniel Fuchs, Dominik Kratzer, Dr.-Ing. Christopher Illenberger, Marco Miletì, Benedikt Siewerin und Christian Weber auch für die entstandenen Freundschaften und vielen gemeinsamen Aktivitäten außerhalb der FZG. Weiterhin zu nennen ist auch die Hütten-Crew in Garmisch für die vielen sommer- und winterlichen Aktivitäten.

Ein besonderer Dank gilt meinen Eltern, Claudia und Harald, die mich bei allem immer unterstützten, mir den Rücken freigehalten und damit die Basis gelegt haben, dies alles hier erst machen zu können und meinem Bruder Fabian für das freundschaftliche Miteinander.

Ich werde meine Zeit an der FZG immer in guter Erinnerung behalten.

Christian Güntner

Lauterbach, im Januar 2023

Kurzfassung

Hochbelastete Verzahnungen werden typischerweise einsatzgehärtet, um den gestellten Anforderungen (hohe Oberflächenhärte und duktiler Kern zur Übertragung von Kräften bzw. Drehmomenten) gerecht zu werden. Ziel der Auslegung ist eine hohe Werkstoffausnutzung bei einer geforderten Sicherheit gegenüber unterschiedlichen Verzahnungsschäden. Für die Zahnfußtragfähigkeit (Fokus dieser Arbeit) belegen Literaturangaben die höchsten Dauerfestigkeitswerte für eine Einsatzhärtungstiefe (CHD) im Zahnfuß von $0,1 \dots 0,2 \cdot m_n$, basierend auf Werkstoffen mit geringer/mittlerer Härtebarkeit. Bei höheren CHD-Werten ist eine Minderung der Zahnfußtragfähigkeit möglich. Im Rahmen dieser Arbeit wird der Einfluss einer höheren Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß bei Normabmessungen sowie größerer Baugröße auf die Zahnfußtragfähigkeit und auf weitere Zahnradkenngrößen von Werkstoffen höherer Härtebarkeit (z.B. 18CrNiMo7-6) untersucht. Damit werden die nach dem Stand der Technik gültigen Empfehlungen für eine optimale CHD für die Zahnfußtragfähigkeit für Zahnräder aus Werkstoffen geringer Härtebarkeit erweitert. Die Ergebnisse fließen zudem in bestehende Berechnungsvorschriften ein. Mit dieser Arbeit wird ein Beitrag zum weiteren Verständnis der Einflussgrößen auf die Zahnfußtragfähigkeit geleistet. Weiterhin ist damit eine angepasstere Auslegung mit der einhergehend besseren Werkstoffausnutzung möglich.

Abstract

Highly-loaded gears are usually case hardened in order to fulfill the requirements (high surface hardness and ductile core for the transfer of forces or torques). The aim of the gear design is a high utilization of the material at required safety factors towards different gear damages. Concerning the tooth root bending strength (focus of this work), literature references verify the highest fatigue strength for a case hardening depth (CHD) of $0,1 \dots 0,2 \cdot m_n$, based on materials with a low/medium hardenability. With increased CHD values a decrease of the tooth root bending strength is possible. Within the scope of this thesis, the influence of a higher case hardening depth in the tooth root with standard dimensions and larger size on the tooth root bending strength and on other gear parameters of materials with higher hardenability (i.e. 18CrNiMo7-6) is investigated. This extends the recommendations according to the state of the art for an optimum CHD for the tooth root bending strength of gears made of materials with lower hardenability. The results are also included into existing calculation specifications. With this thesis, a contribution to the further understanding of influences on the tooth root bending strength is made. Furthermore, a more adapted gear design is possible accompanying with an improved material utilization.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung.....	1
2	Stand des Wissens.....	3
2.1	Grundlagen zur Zahnfußtragfähigkeit	3
2.1.1	Beanspruchungszustand im Zahnfuß	3
2.1.2	Beanspruchbarkeit des Werkstoffes	4
2.1.3	Typische Schadensbilder	6
2.2	Einfluss der Härbarkeit auf die Werkstoffeigenschaften einsatzgehärteter Stähle..	7
2.2.1	Definition und Bestimmung der Härbarkeit	7
2.2.2	Einflussgrößen auf die Härbarkeit	9
2.2.3	Weitergehende Werkstoffentwicklung	12
2.3	Einflussgrößen aus Werkstoff und Baugröße auf die Zahnfußtragfähigkeit einsatzgehärteter Zahnräder	13
2.3.1	Einsatzhärtungstiefe (CHD).....	13
2.3.2	Baugröße	18
2.3.3	Eigenspannungszustand	20
2.3.4	Restaustenitgehalt	22
2.3.5	Randoxidation	22
2.3.6	Korngröße	24
2.3.7	Weitere Einflussgrößen	25
2.4	Erweiterte Ansätze zur Berechnung der (lokalen) Zahnfußtragfähigkeit	28
2.4.1	Erweiterung der Normberechnung.....	28
2.4.2	Berechnungsmodell nach Stenico	28
2.4.3	Rissausgang unterhalb der Oberfläche und VHCF-Bereich.....	30
2.5	Grundlagen der Statistik	30
2.6	Fazit zum Stand des Wissens	33
3	Problemstellung, Zielsetzung, Lösungsweg und Versuchsprogramm.....	35
3.1	Problemstellung und Zielsetzung.....	35
3.2	Lösungsweg und Versuchsprogramm	36
4	Versuchseinrichtungen, Versuchsdurchführung und Auswerteverfahren	41
4.1	Messeinrichtungen und -verfahren zur Dokumentation der Prüfräder	41
4.1.1	Chemische Analyse	41
4.1.2	Bestimmung der Härtetiefenverläufe und Einsatzhärtungstiefe (CHD)	41
4.1.3	Gefügestand.....	42
4.1.4	Eigenspannungen und Restaustenitgehalt	43
4.1.5	Korngröße	44

4.2	Pulsatorprüfstände	45
4.3	Versuchsdurchführung	47
4.4	Auswerteverfahren	48
4.4.1	Berechnung der Zahnfuß-Nennspannung	48
4.4.2	Berechnung der Zahnfuß-Dauerfestigkeit.....	51
4.4.3	Auswertung mit MiniTab.....	53
4.5	Fehlerbetrachtung	53
5	Grundwerkstoff- und Zahnradcharakterisierung	55
5.1	Charakterisierung der Grundwerkstoffe	55
5.2	Voruntersuchungen zur Wärmebehandlung	58
5.3	Dokumentation der Prüfzahnräder.....	59
5.3.1	Variantenbezeichnung.....	59
5.3.2	Vergleich der Soll – Ist Geometrie und Rauheitswerte im Zahnfuß.....	60
5.3.3	Härtemessungen und Bestimmung der Einsatzhärtungstiefe (CHD)	61
5.3.4	Einfluss der Stapelhärtung auf den Härtetiefenverlauf.....	68
5.3.5	Randoxidation	72
5.3.6	Gefügestand.....	74
5.3.7	Eigenspannungszustand	75
5.3.8	Restaustenitgehalt	77
5.3.9	Korngröße	81
5.3.10	Kohlenstoffgehalt	83
5.3.11	Zusammenfassung der Ergebnisse zur Charakterisierung der Prüfzahnräder	83
6	Ergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit	85
6.1	Werkstoff 26MnCrNiMo6-5-4 (Variante A)	85
6.2	Werkstoff 18CrNiMo7-6+HH (Variante B)	86
6.3	Werkstoff 18CrNiMo7-6+HL (Variante C)	89
6.4	Werkstoff 17NiCrMo6-4 (Variante D)	90
6.5	Vergleich der ermittelten Wöhlerlinien	92
6.6	Weitergehende vergleichende Betrachtungen	95
6.6.1	Zahnfuß-Dauerfestigkeit.....	95
6.6.2	Zahnfuß-Zeitfestigkeit.....	96
7	Statistischer Ansatz zur Korrelation Bauteilkenngrößen - Zahnfußtragfähigkeit...99	
7.1	Grundsätzliche Analyse für maßgebende Kenngrößen.....	99
7.2	Einfluss der Einsatzhärtungstiefe.....	101
7.3	Einfluss der Baugröße	103
7.4	Einfluss der Härbarkeit	106
7.5	Einfluss der Randoxidation.....	107

7.6	Weitere Einflussgrößen	109
8	Auswertung und Einordnung der Ergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit	111
8.1	Vergleich mit Literaturangaben.....	111
8.2	Weitergehende Betrachtung ausgewählter Varianten.....	113
8.3	Einordnung der Versuchsergebnisse in den Stand des Wissens	115
9	Entscheidungskriterien zur Einteilung in Werkstoffe geringer und hoher Härbarkeit	119
9.1	Kenngößen DI sowie DI_{Mittel}	119
9.2	Jominy-Kurve als Kennwert.....	120
9.2.1	Korrelation von Kernhärte und Baugröße	120
9.2.2	Ableitung eines Kriteriums für geringe und hohe Härbarkeit auf Basis der Jominy-Kurven	124
9.3	Berechnung des Einflussfaktors Y_{CHD}	126
10	Anwendung eines lokalen Berechnungsansatzes auf die Versuchsergebnisse ..	127
11	Fazit und Empfehlungen für die praktische Anwendung	131
12	Zusammenfassung und Ausblick	133
12.1	Zusammenfassung.....	133
12.2	Ausblick.....	135
13	Literaturverzeichnis	137
A	Anhang.....	1
A.1	Ergänzende Angaben zum Stand des Wissens.....	1
A.2	Ergänzende Angaben zur Grundwerkstoffcharakterisierung.....	2
A.3	Ergänzende Ergebnisse zur Wärmebehandlung.....	4
A.4	Verzahnungsdaten	6
A.5	Ergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit.....	7
A.5.1	Variante A (26MnCrNiMo6-5-4)	7
A.5.2	Variante B (18CrNiMo7-6+HH).....	8
A.5.3	Variante C (18CrNiMo7-6+HL)	10
A.5.4	Variante D (17NiCrMo6-4).....	11
A.6	Zusammenfassung der Ergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit.....	12
A.7	Ergebnisse der Härtemessungen	13
A.7.1	Einsatzhärtungstiefe bei einer Grenzhärte 610 HV	13
A.7.2	Ergebnisse der Härtemessungen (exemplarische Einzelmessungen).....	14
A.8	Eigenspannungs- und Restaustenittiefenverläufe.....	20
A.9	Dokumentation des Werkstoffgefüges	22

A.10	Dokumentation der ermittelten Korngrößen	31
A.11	Zusammenfassung der Ergebnisse der Zahnradcharakterisierung	33
A.12	Weitergehende Auswertungen zur Korrelation von Kernhärte und Baugröße	34

Nomenklatur

Zeichen	Einheit	Benennung
a	mm	Achsabstand
α_n	°	Normaleingriffswinkel
α_{Fn}	°	Normalkraftangriffswinkel im Pulsator
b	mm	Zahnbreite
CHD	mm	Einsatzhärtungstiefe (siehe auch Eht)
CHD _{Flanke}	mm	Einsatzhärtungstiefe an der Zahnflanke
CHD _{Fuß}	mm	Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß
d _a	mm	Kopfkreisdurchmesser
d _b	mm	Grundkreisdurchmesser
d	mm	Teilkreisdurchmesser
Eht	mm	Einsatzhärtungstiefe (siehe auch CHD)
ESP	N/mm ²	Eigenspannung
F _{Pn}	N	Normalkraft im Pulsator
F _{Pmin}	N	Betrag der minimalen Normalkraft im Pulsator
F _{Pmax}	N	Betrag der maximalen Normalkraft im Pulsator
F _t	N	(Nenn-)Umfangskraft am Teilkreis
f _{1%F}	-	Umrechnungsfaktor (Zahnfuß) von 50 % auf 1 % Ausfallwahrscheinlichkeit
h _{aP0}	mm	Kopfhöhe des Werkzeugbezugsprofils
h _{Fn}	mm	Biegehebelarm für Zahnfußbeanspruchung
KH	HV10	Kernhärte
k	-	Neigungsexponent der Wöhlerlinie
K _A	-	Anwendungsfaktor
K _{Fα}	-	Stirnfaktor (Zahnfuß)
K _{Fβ}	-	Breitenfaktor (Zahnfuß)
ΔK_{th}	N/mm ^{3/2}	Schwellwert der Schwingbreite der Spannungsintensität
K _v	-	Dynamikfaktor
N	-	Lastspielzahl
N _D	-	Lastspielzahl am Knickpunkt der Wöhlerlinie
M	-	Mittelspannungsempfindlichkeit
M _E	-	Eigenspannungsempfindlichkeit
m _n	mm	Normalmodul
pr ₀	mm	Werkzeugprotuberanz
q _s	-	Kerbparameter
R	-	Spannungsverhältnis

Zeichen	Einheit	Benennung
Ra	µm	arithmetischer Mittenrauhwert
RA _{Median}	%	Median-Wert des Restaustenitgehalt
RH	HV1	Randhärte
ROX	µm	Randoxidationstiefe
Rz	µm	gemittelte Rauhtiefe
S _{Fn}	mm	Zahnfußdickensehne
W _k	mm	Zahnweitenabmass über k Zähne
x	-	(Nenn-)Profilverschiebungsfaktor
Y _{CHD}	-	Faktor zur Berücksichtigung des Einflusses der Einsatzhärtungstiefe (Zahnfuß)
Y _F	-	Formfaktor
Y _{NT}	-	Lebensdauerfaktor (Zahnfuß)
Y _{relT}	-	relativer Oberflächenfaktor
Y _{RS}	-	Faktor zur Berücksichtigung des Einflusses der ESP
Y _S	-	Spannungskorrekturfaktor
Y _{ST}	-	Spannungskorrekturfaktor des Referenzprürades
Y _X	-	Größenfaktor (Zahnfuß)
Y _β	-	Schrägenfaktor (Zahnfuß)
Y _{δrelT}	-	relative Stützziffer
z	-	Zähnezahl des Prüfrades
z _E	-	Einspannung über eine festgelegte Zähnezahl
β	°	Schrägungswinkel (am Teilkreis)
ε _α	-	Profilüberdeckung
ρ _{aP0}	mm	Werkzeug-Kopfabrundungsradius
ρ _F	mm	Fußrundungsradius im Berührungspunkt der 30°-Tangente
σ _{ES}	N/mm ²	Eigenspannungen
σ _F	N/mm ²	Zahnfußspannung
σ _{F0}	N/mm ²	Zahnfuß-Nennspannung
σ _{FE}	N/mm ²	Dauerfestigkeit der ungekerbten Probe nach DIN 3990/ISO 6336
σ _{F lim}	N/mm ²	Zahnfuß-Dauerfestigkeit nach DIN 3990/ISO 6336
σ _{F lim,ref}	N/mm ²	Referenzwert der Zahnfuß-Dauerfestigkeit nach DIN 3990/ISO 6336
σ _{F∞,1%}	N/mm ²	dauerfest ertragbare Zahnfußspannung (1 % Ausfallwahrscheinlichkeit)
σ _{F0∞,50%}	N/mm ²	dauerfest ertragbare Zahnfuß-Nennspannung (50 % Ausfallwahrscheinlichkeit)
σ _{F0∞,Pulsator}	N/mm ²	dauerfest ertragbare Zahnfuß-Nennspannung (Pulsatorversuch)

Zeichen	Einheit	Benennung
$\sigma_{F0^\infty, \text{Lauf}}$	N/mm ²	Dauerfest ertragbare Zahnfuß-Nennspannung (Laufversuch)

Abkürzungen

ASTM	American Society for Testing and Materials
AVIF	Stiftung Stahl Anwendungsforschung e.V.
AWT	Arbeitsgemeinschaft Wärmebehandlung und Werkstofftechnik
C	Kohlenstoff
DIN	Deutsches Institut für Normung
EN	Europäische Norm
ES	Eigenspannung
FVA	Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V.
ggf.	gegebenenfalls
HTM	Heat Treatment Magazin
IGF	Industrielle Gemeinschaftsforschung
ISO	International Organization for Standardization
L	Laufversuch
P	Pulsator
RA	Restaustenit
REM	Rasterelektronenmikroskop
VHCF	Very High Cycle Fatigue
WBH	Wärmebehandlung
z. B.	zum Beispiel

1 Einleitung

Zahnräder zählen zu den wichtigsten und vielfach eingesetzten Maschinenelementen. Die Hauptaufgabe besteht dabei in der Übertragung und Wandlung von Drehzahl und Drehmoment.

Eine hohe Werkstoffausnutzung spielt im Zusammenhang von effizienten Prozessen und Ressourcennutzung sowie -schonung eine immer wichtiger werdende Rolle. Damit rückt eine im Detail angepasste Auslegung von Bauteilen an deren Einsatzbedingungen zunehmend in den Vordergrund. Zur Erfüllung dieser Anforderungen werden hochbelastete Bauteile wie Wellen und Zahnräder in der Regel wärmebehandelt. Dabei stellt das Einsatzhärten ein weitverbreitetes und etabliertes Wärmebehandlungsverfahren dar. Vor allem im Anwendungsbereich der Großgetriebe haben, neben den Werkstoff- und Wärmebehandlungskosten, das Gewicht und z. T. Gewichtsbeschränkungen einen hohen Stellenwert. Zur Vermeidung unnötiger Stillstandszeiten und damit einhergehend hoher Kosten für Ausfall und Wechsel des Getriebes ist eine sichere Auslegung von Bauteilen essentiell. Zahlreiche Untersuchungen in der Vergangenheit konnten signifikante Einflussgrößen auf die Zahnradtragfähigkeit identifizieren. Dies lässt eine verbesserte Auslegung zu, wodurch auch die Werkstoffausnutzung erhöht werden kann. Dennoch sind noch nicht alle Zusammenhänge und Einflüsse vollständig geklärt bzw. quantifiziert. Somit gibt es noch weitere, bisher ungenutzte Werkstoffpotentiale hinsichtlich einer weiteren Tragfähigkeitssteigerung. Der Fokus dieser Arbeit liegt darauf, bei einsatzgehärteten Verzahnungen größerer Baugröße ($m_n \geq 5 \text{ mm}$) Potentiale aufzuzeigen.

Bei der Auslegung von Zahnrädern ist eine Reihe von unterschiedlichen Zahnradschäden zu berücksichtigen. Dazu zählen allgemein die bekannten Schadensarten wie Zahnfußbruch und Grübchen. Allerdings ergeben sich z. T. gegensätzliche Anforderungen zur Vermeidung einzelner Schadensarten. Dies führt zu einer hohen Komplexität bei der Auslegung von Verzahnungen, im Rahmen derer viele Einflussgrößen berücksichtigt werden müssen. Darüber hinaus ist vor allem die Schadensart Flankenbruch hervorzuheben, die heutzutage zunehmend bei Verzahnungen größerer Baugröße in Erscheinung tritt. Der Schadensausgangsort (Rissinitiierung) ist hierbei in der Regel in größerer Werkstofftiefe zu finden. Zur Minderung des Schadensrisikos der Schadensart Flankenbruch gilt als ein Ansatz, die Einsatzhärtungstiefe an der Zahnflanke zu erhöhen. Damit unumgänglich verbunden ist jedoch auch eine Erhöhung der Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß. Dies kann allerdings negative Auswirkungen auf die Zahnfußtragfähigkeit haben. Hinsichtlich der Zahnfußtragfähigkeit wird in der Literatur ein optimaler Bereich für die Einsatzhärtungstiefe ausgewiesen. Wird dieser Bereich unter- oder überschritten, kann eine Minderung der Zahnfußtragfähigkeit eintreten. Dem kann zwar durch eine Anpassung der Verzahnungsgeometrie (Erhöhung der Zahnradbaugröße oder Verzahnungsbreite) teilweise entgegengewirkt werden. Dies ist allerdings nur in einem gewissen Bereich möglich und zudem können externe Randbedingungen (z.B. Bauraum) dies erschweren. Der Einfluss der Einsatzhärtungstiefe auf die Zahnfußtragfähigkeit ist bisher jedoch lediglich für Zahnräder aus Werkstoffen geringer bis mittlerer Härtebarkeit umfangreich und systematisch untersucht worden. Des Weiteren ist bekannt, dass die Zahnfußtragfähigkeit mit zunehmender Baugröße auf Grund verschiedener Baugrößeneffekte abnimmt. Die Ergebnisse in der Literatur belegen unterschiedliche Minderungen der Zahnfußtragfähigkeit in Abhängigkeit der Härtebarkeit der Werkstoffe. Dabei ist die Abnahme der Zahnfußtragfähigkeit von Verzahnungen aus Werkstoffen geringer Härtebarkeit stärker ausgeprägt im Vergleich zu Verzahnungen aus Werkstoffen höherer Härtebarkeit.

2 Stand des Wissens

2.1 Grundlagen zur Zahnfußtragfähigkeit

Zahnfußbruch stellt eine maßgebende Schadensart dar, die in der Regel den Totalausfall des Getriebes zur Folge hat. Aus diesem Grund wird bei der Auslegung und Dimensionierung ein besonderes Augenmerk darauf gelegt, eine ausreichende Sicherheit und Zuverlässigkeit sicherzustellen.

2.1.1 Beanspruchungszustand im Zahnfuß

Wird ein einzelner Zahn eines Zahnrades betrachtet, so lässt sich dieser vereinfacht als einseitig eingespannter Biegebalken auffassen. Die sich aus dem Drehmoment ergebende Kraft (in Bild 2.1 mit F_n bezeichnet) auf den Zahn bewirkt im Zahnfuß bzw. der „Einspannstelle“ des Biegebalkens eine entsprechende Biegespannung. Das Maximum der Biegespannung tritt an der Oberfläche im Bereich der 30°-Tangente an die Zahnfußrundung auf. Dies ist durch zahlreiche Untersuchungen wie Messungen mittels Dehnmessstreifen [Hir74], spannungsoptischen Aufnahmen [Kel57] sowie allgemeinen FEM-Berechnungen belegt.

Die Zahnfußrundung stellt hierbei eine Kerbe dar, welche zusätzliche Kerbspannungen bedingt und damit insgesamt eine Erhöhung der Zahnfußspannung bewirkt (siehe Bild 2.1 rechts).

Die Berechnung der Zahnfußspannung wird in Kapitel 4.4 weitergehend vorgestellt. Die Beanspruchung im Zahnfuß wird von der Geometrie beeinflusst, siehe beispielsweise in [Lan14], [Kap15], [Bre15] und [Rot13].

Während des Betriebes einer Verzahnungsstufe erfährt jeder Zahn eine zeitlich veränderliche Beanspruchung. In diesem Fall handelt es sich um eine schwellende Belastung, wobei jeder Zahn einer Getriebestufe nach dem Zahneingriff wieder vollständig entlastet wird.

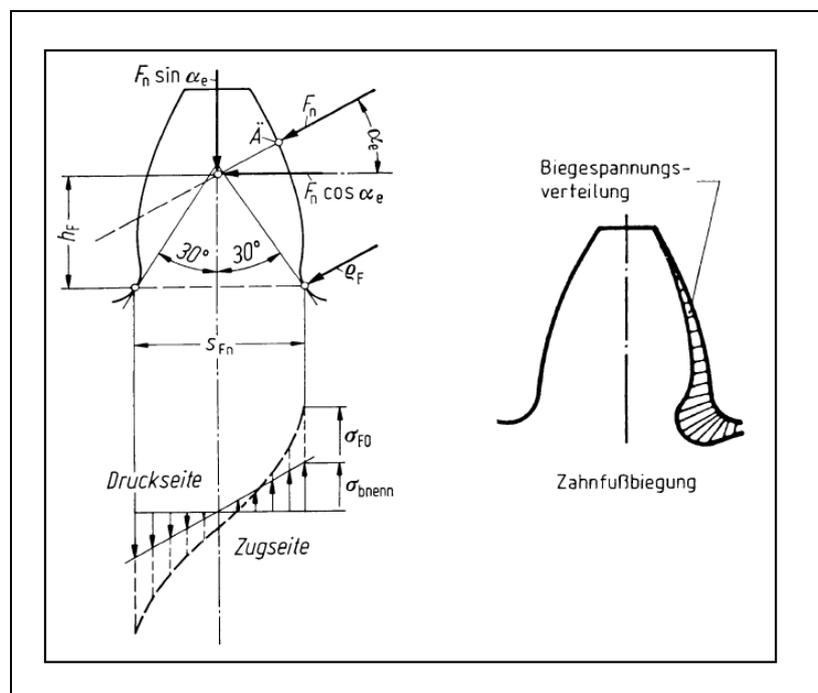


Bild 2.1: Darstellung der Zahnfußbeanspruchung aus [Nie03], [Tob01a]

Weiter werden die auftretenden Zahnfußspannungen im Zusammenhang mit der Eingriffsstrecke betrachtet. In Bild 2.2 ist für eine beispielhafte Geradverzahnung die Zahnfußspannung über der Eingriffsstrecke dargestellt. Hierbei treten die höchsten Zahnfußspannungen im Punkt D (dem äußeren Einzeleingriffspunkt) auf.

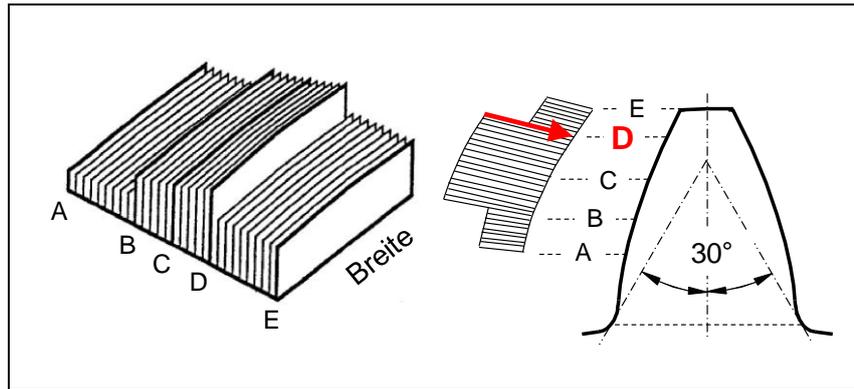


Bild 2.2: Darstellung der Zahnfußspannung über der Eingriffsstrecke aus [Kön17b], höchst belasteter Punkt ist D (äußerer Einzeleingriffspunkt), dargestellt für eine Geradverzahnung

2.1.2 Beanspruchbarkeit des Werkstoffes

Die äußeren angreifenden Kräfte und Momente bewirken Beanspruchungen (Spannungen) an der Bauteiloberfläche sowie im Bauteilinneren. Diesen Beanspruchungen stellt der Werkstoff einen gewissen Widerstand entgegen, der mit dem Begriff der Beanspruchbarkeit beschrieben wird. Für eine funktionsgerechte und sichere Auslegung der Bauteile müssen die Beanspruchungen vom Werkstoff für eine gewisse festgelegte Zeit/Lastwechsel schadensfrei ertragen werden können, sprich der Werkstoff muss eine entsprechende Beanspruchbarkeit aufweisen.

Die Beanspruchbarkeit wird unter anderem vom Werkstoff selbst, der Wärmebehandlung sowie weiteren Oberflächenbehandlungen beeinflusst. Dabei stellen mechanische Kenngrößen, die z. B. aus dem Zugversuch stammen, charakteristische Kenngrößen für die Beanspruchbarkeit dar. Weiterhin spielt die chemische Zusammensetzung eine Rolle. Damit einhergehend ist auch der Begriff der Härte zu nennen, auf den in Kapitel 2.2 näher eingegangen wird.

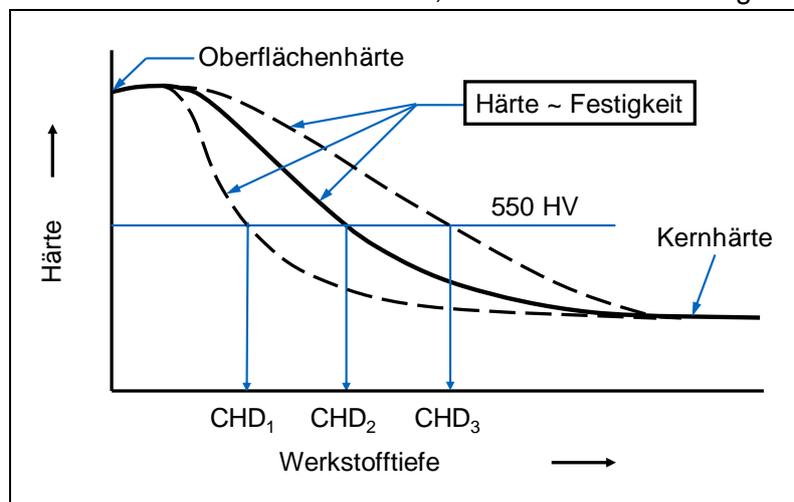


Bild 2.3: Darstellung der Einflussgrößen auf die Beanspruchbarkeit des Werkstoffes aus [Dob14]

Zur Steigerung der Beanspruchbarkeit des Werkstoffes

wird dieser in der Regel wärmebehandelt. Aus der Vielzahl der Wärmebehandlungen für unterschiedlichste Werkstoffe wird sich in dieser Arbeit auf die Einsatzhärtung von Einsatzstählen konzentriert. In Bild 2.3 sind schematische Härtetiefenverläufe eines einsatzgehärteten Zahnrades aus einem Einsatzstahl dargestellt [Dob14]. Diese Verläufe sind durch die Oberflächenhärte, die Einsatzhärtungstiefe (hier mit CHD bezeichnet) und die Kernhärte gekennzeichnet. Die erzielte Härte wird als ein Maß für die Festigkeit herangezogen, sodass durch eine entsprechende Anpassung des Härteprofils mithilfe des Einsatzhärtungsprozesses die auftretenden Beanspruchungen ertragen werden können. Durch die Erhöhung der CHD kann somit

eine Steigerung der Beanspruchbarkeit in der Werkstofftiefe erzielt werden. Weiterhin zeigt sich jedoch, dass alle drei gezeigten Härtetiefenverläufe auf die gleiche Kernhärte hin abfallen. Dies basiert darauf, dass die Kernhärte maßgebend von der chemischen Zusammensetzung des Grundwerkstoffes und den Geometrieabmessungen des Bauteils bestimmt wird, die Härtetiefenverläufe jedoch zusätzlich vom eingebrachten Kohlenstoff.

Ein weiterer Einfluss auf Beanspruchung bzw. Beanspruchbarkeit geht auf den Eigenspannungszustand zurück. In Bild 2.4 sind zwei unterschiedliche Eigenspannungszustände (Druckeigenspannungen für den ungestrahlten und kugelgestrahlten Zustand) qualitativ dargestellt, wobei die erhöhten Druckeigenspannungen infolge der Kugelstrahlbehandlung allerdings nur eine oberflächennahe Wirkung haben. Weiterhin sind der Härtetiefenverlauf sowie der theoretische Lastspannungstiefenverlauf (in blau) schematisch ergänzt. Der Härtetiefenverlauf stellt dabei, wie bereits erwähnt, ein Maß für die Festigkeit dar. Die Druckeigenspannungen im oberflächennahen Bereich haben eine positive Auswirkung auf die Tragfähigkeit, da diese die sich ergebende Beanspruchung durch die Lastspannungen vermindern (in grün ist der resultierende Lastspannungsverlauf unter Berücksichtigung der Eigenspannungen zu erkennen). Die Eigenspannungen werden hierbei auf der Beanspruchungsseite berücksichtigt (siehe hierzu auch Kap.2.4 bzw. [Ste07]).

Ein typisches Hilfsmittel für die Zahnradauslegung in der industriellen Praxis stellt die Wöhlerlinie dar. In Bild 2.5 ist eine schematische Darstellung einer solchen Wöhlerlinie gegeben. Die Wöhlerlinie wird in die Bereiche statische Festigkeit, Zeitfestigkeit und Dauerfestigkeit unterteilt und wird üblicherweise experimentell mithilfe von Prüfstandsversuchen ermittelt. Diese gibt die Beanspruchbarkeit eines Werkstoffes mit zugehöriger Wärme- und Oberflächenbehandlung für unterschiedliche Lastspielzahlen für eine Schadensart (beispielweise Zahnfußbruch) für eine bestimmte Ausfallwahrscheinlichkeit wieder.

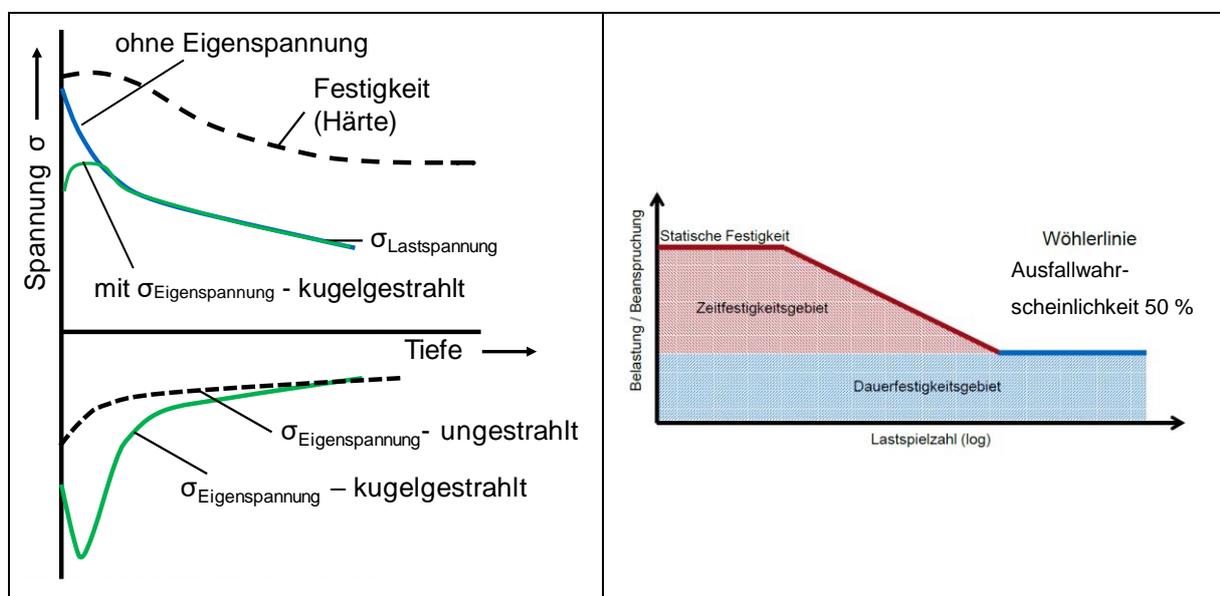


Bild 2.4: Einfluss des Eigenspannungszustandes auf die Beanspruchung/Beanspruchbarkeit nach [Bre10] und [Bre13], modifiziert

Bild 2.5: Schematische Darstellung einer Wöhlerlinie nach [Hei13]

2.1.3 Typische Schadensbilder

In der Literatur werden nach NIEMANN UND WINTER [Nie03] Zahnfußbrüche nach Gewaltbruch, Dauerbruch und Zahneckbruch unterschieden. Zahnfußbruch ist kein ausschließlicher Ermüdungsschaden, diese Schadensart kann auch bei der ersten Belastung des Zahnes

durch eine zu große Überlast auftreten. Der Bruch des Zahnes einer Außenverzahnung findet in der Regel im Bereich der 30°-Tangente an die Zahnfußrundung statt. In Bild 2.6 ist hierzu ein exemplarischer Zahnfußbruch mit einer Rissinitiierung an der 30°-Tangente dargestellt. Die Rissinitiierung kann sowohl an der Oberfläche (bei ungestrahlten und mehrheitlich reinigungsgestrahlten Zahnrädern) als auch unterhalb der Werkstoffoberfläche (z. T. bei reinigungsgestrahlten, vorwiegend bei kugelgestrahlten Zahnrädern) erfolgen. Die Ausfälle mit Schadensausgangsort unterhalb der Werkstoffoberfläche treten meist erst bei höheren Lastwechseln auf und beginnen i.d.R. an einer Fehlstelle, wie einem nicht-metallischen Einschluss.



Bild 2.6: Darstellung Zahnfußbruch

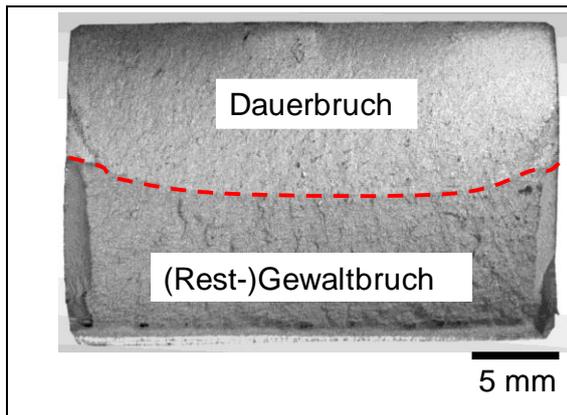


Bild 2.7: Darstellung einer Bruchbildaufnahme eines Ermüdungsbruches des Zahnfußes mit Rissausgang an der Oberfläche

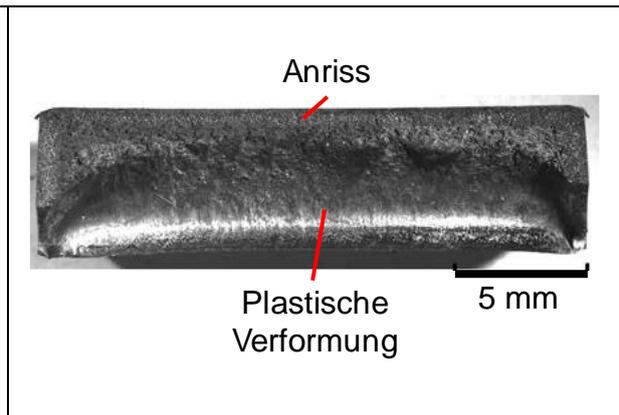


Bild 2.8: Darstellung einer Bruchbildaufnahme eines statischen Zahnfußbruches

In Bild 2.7 ist eine charakteristische Bruchbildaufnahme eines Ermüdungsbruches im Zahnfuß dargestellt. Der Rissausgang erfolgte hier an der Oberfläche und ist am oberen Bildrand lokalisiert. Die Bruchfläche teilt sich in einen Dauerbruch und (Rest-)Gewaltbruch. Der Bereich des Dauerbruches ist durch eine feine Struktur gekennzeichnet, teilweise sind auch Rastlinien zu erkennen. Der (Rest-)Gewaltbruch ist dagegen deutlich gröber strukturiert. Die Aufteilung der Anteile von Dauerbruch zu (Rest-)Gewaltbruch ist von der Belastung sowie der Anzahl der ertragenen Lastwechsel abhängig. In Bild 2.8 ist die Bruchfläche eines quasi-statischen Abdrückversuches zu sehen. Dieser weist einen Anriss und Gewaltbruchbereich sowie einen Bereich mit plastischer Verformung auf.

Neben diesen typischen Bruchflächen mit Rissausgang an der Oberfläche, gibt es, wie schon erwähnt, auch Zahnfußbrüche mit Rissausgang unterhalb der Oberfläche. Die Rissinitiierung erfolgt hier an einer Fehlstelle (nicht-metallischem Einschluss) unterhalb der Oberfläche. In Bild 2.9 ist ein solches typisches Schadensbild dargestellt. Charakteristisch hierfür ist in der Regel eine runde, meist helle und glänzende Bruchlinse (siehe gestrichelter Kreis) und wird im Englischen Fish-Eye-Failure genannt.



Zahnfußbruch stellt die in dieser Arbeit maßgebende Schadensart dar. Es gibt eine Reihe an Einflussfaktoren auf die Zahnfußtragfähigkeit einsatzgehärteter Zahnräder, die nachfolgend näher erläutert werden.

Bild 2.9: Bruchbildaufnahme mit Rissausgang unterhalb der Oberfläche aus [Sch16]

2.2 Einfluss der Härtebarkeit auf die Werkstoffeigenschaften einsatzgehärteter Stähle

2.2.1 Definition und Bestimmung der Härtebarkeit

Der Begriff der Härtebarkeit beinhaltet sowohl die Begriffe Aufhärtebarkeit als auch die Einhärtebarkeit. Die Aufhärtebarkeit wird maßgeblich vom Kohlenstoffgehalt beeinflusst und kennzeichnet damit die maximal erreichbare Härte. Dagegen wird die Einhärtebarkeit durch die Legierungselemente bestimmt und beschreibt bis in welche Werkstofftiefe der Einfluss reicht. Hierfür sind unter anderem die chemischen Elemente Mangan, Chrom und Nickel zu nennen.

In DIN EN ISO 642 [DIN00b] sind die Probenabmessungen sowie die Durchführung des Stirnabschreckversuches (Jominy-Versuch) zur experimentellen Bestimmung der Härtebarkeit definiert. Die Probengeometrie ist zylindrisch mit $D = 25 \text{ mm}$ und 100 mm Länge. Nach dem Blindhärten (eine Aufkohlung ist zu vermeiden) und einem Anlassen wird die Probe von einem Ende her mittels eines definierten Wasserstrahls abgeschreckt (siehe Bild 2.10). Im Anschluss daran erfolgt eine mechanische Bearbeitung (Schleifen) an zwei gegenüberliegenden Seiten entlang der Achse der so abgeschreckten Probe (siehe Bild 2.11). Dabei ist auf einen gleichen Materialabtrag von $0,4 - 0,5 \text{ mm}$ zu achten. Die Ermittlung der Härtewerte erfolgt entlang der Probenachse. Dabei wird von der abgeschreckten Stirnfläche (diese stellt die Werkstofftiefe = 0 mm dar) in definierten Abständen

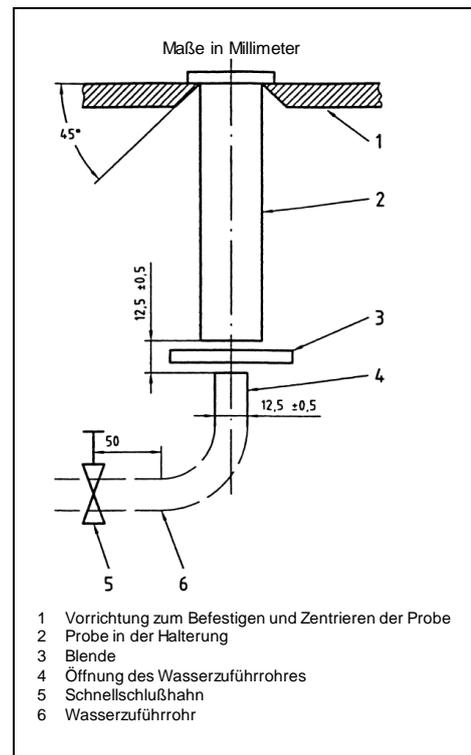


Bild 2.10: Abschreckung der Jominy-Probe nach [DIN00b]

in die Werkstofftiefe gemessen. Der so erhaltene Härteverlauf wird als Jominy-Kurve bezeichnet und gilt als Maß für die Härtebarkeit eines (Grund-)Werkstoffes.

In der DIN EN 10084 [DIN08] bzw. DIN EN ISO 683-3 [DIN19] sind unter anderem die Grenzwerte für der Härtebarkeit einiger Einsatzstähle (z.B. 16MnCr5, 18CrMo4 oder 18CrNiMo7-6) belegt. Nachfolgend wird das Härtebarkeitsstreuband des Werkstoffes 18CrNiMo7-6 näher betrachtet (siehe Bild 2.12). Das gesamte Streuband wird mit +H bezeichnet und durch die Grenzkurven 1 und 4 abgesteckt. Zur Erfüllung dieses Streubandes wird der Werkstoff als 18CrNiMo7-6+H oder auch ohne weitere Angaben zur Härtebarkeit, als 18CrNiMo7-6, bezeichnet. Daneben gibt es noch die eingeschränkten Härtebarkeitsstreubänder +HH und +HL. Bei +HH wird das Streuband nach unten durch die Grenzkurve 2 abgegrenzt, bei +HL wird das Streuband nach oben (Grenzkurve 3) limitiert. Zwischen den +HH und +HL-

Streubändern gibt es einen gewissen Überlappungsbereich (zwischen den Grenzkurven 2 und 3). Hier werden die Anforderungen an beide eingeschränkte Härtebarkeitsstreubänder erfüllt.

GROSSMANN [Gro64] führt Untersuchungen zur Bestimmung des kritischen Durchmesser D_{crit} durch. Dazu werden unterschiedliche Durchmesser einer Rundprobe im gleichem Abschreckmedium abgeschreckt, danach wird jede Probe halbiert und der Anteil an Martensit ermittelt. Der kritische Durchmesser ist derjenige, dessen Probe noch 50 % Martensit aufweist, siehe Bild 2.13.

In der ASTM A 255-02 [AST02] sind die Beschreibung zur Durchführung sowie die Randbedingungen der experimentellen Bestimmung der Jominy-Kurve aufgeführt, die sich stark an den Vorgaben der DIN EN ISO 642 [DIN00b] orientieren. Daneben ermöglicht die ASTM A255-02 [AST02] eine Aussage zur Härtebarkeit eines Werkstoffes rein auf der Basis der chemischen Zusammensetzung. Der in der Arbeit von GROSSMANN [Gro64] bestimmte „Ideale

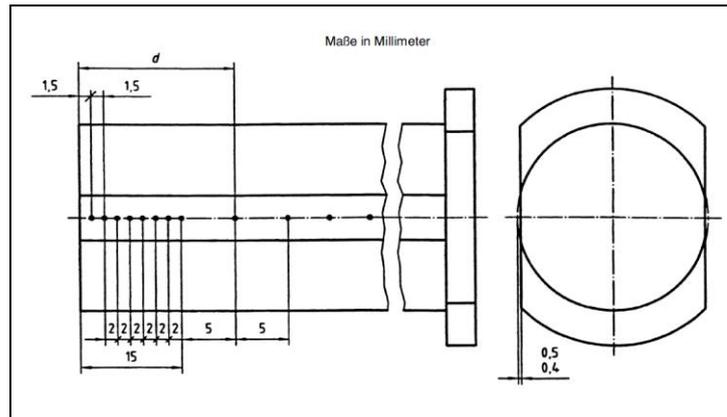


Bild 2.11: Vorbereitung der Probe für die Härtemessung und Lage der Härtemesspunkte nach [DIN00b]

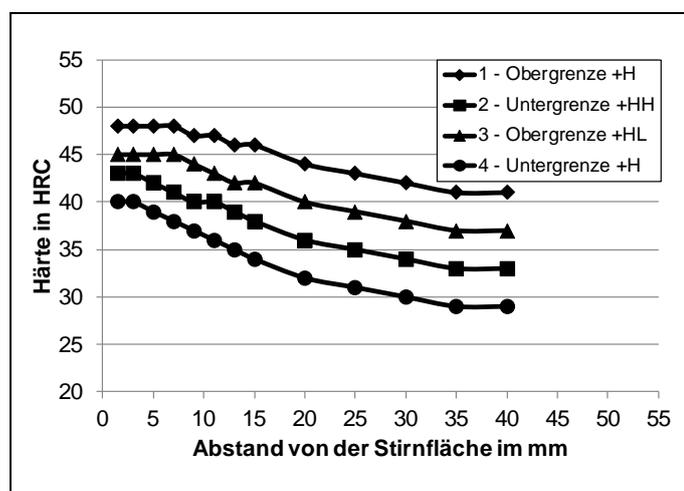


Bild 2.12: Härtebarkeitsstreubänder des Werkstoffes 18CrNiMo7-6 nach [DIN19]

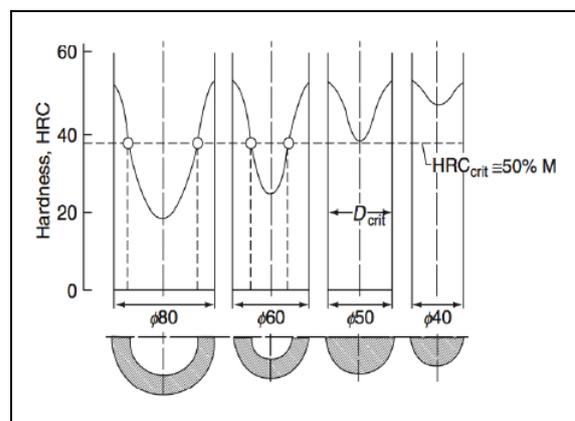


Bild 2.13: Bestimmung DI nach [Gro64]

Durchmesser“ (DI) kann damit ebenfalls berechnet werden. Die Berechnung erfolgt mittels Multiplikatoren, die vom chemischen Element sowie dessen Anteil (Gew.-%) abhängig sind. Für die Berechnung wird eine Korngrößenkennzahl von 7 (nach ASTM E112-13 [AST96]) zugrunde gelegt. Des Weiteren kann damit auch die Härtebarkeit basierend auf der chemischen Zusammensetzung berechnet werden. Hierbei wird die Initialhärte (Härte in 1/16 inch Werkstofftiefe) rein aus dem Kohlenstoffgehalt bestimmt. Für den Kurvenverlauf wird dieser Initialhärte durch Faktoren (abhängig vom idealen Durchmesser DI und damit der chem. Zusammensetzung) dividiert. Zur Anwendung der Berechnung des idealen Durchmessers DI kommen die Formeln nach ASTM A255-02 [AST02] in den FVA-Vorhaben der Reihe 610 ([Lom14], [Gün16] und [Ill19]). Hier wird der gemittelte DI (DI_{Mittel}) auf Basis der chemischen Zusammensetzung international eingesetzter Einsatzstähle bestimmt. Gleichzeitig erfolgt eine Kategorisierung für deren Einsatzbereich (kleine oder große Baugröße), wobei hier die Grenze auf einen DI_{Mittel} -Wert von 100 mm festgelegt wurde. Auch in der chinesischen Norm GB/T5216 [GBT14] sind Berechnungsformeln zur Ermittlung des DI auf Basis der chemischen Zusammensetzung hinterlegt. Diese sind abgesehen von kleinen Abweichungen in den Faktoren sehr ähnlich zur ASTM A255-02 [AST02].

2.2.2 Einflussgrößen auf die Härtebarkeit

Untersuchungen an Einsatzstählen nach HEUER ET AL. [Heu15] haben gezeigt, dass sich bei Einschränkung des Härtebarkeitsstreubandes die Verzüge der Bauteile reduzieren lassen. Weiterhin konnten verminderte Kernhärtewerte sowie geringere Streuungen der CHD nach der Wärmebehandlung festgestellt werden. Dies führt zu geringeren Streuungen innerhalb der Bauteile und erleichtert damit eine angepasste Auslegung.

REESE [Ree13] führt Untersuchungen mit Fokus auf großen Bauteilen durch. Bei größeren Bauteilen spielt auch die Maß- und Formänderung eine entscheidende Rolle, da im ungünstigsten Fall durch die Schleifbearbeitung zur Einhaltung der Zeichnungsvorgaben die gesamte CHD wieder abgetragen werden muss. Durch das Einengen der Streubänder der Härtebarkeit können auch die Streuungen der Maßänderung verringert bzw. minimiert werden und damit das zusätzliche Aufmaß reduziert werden. Als Legierungselemente zur Erhöhung der Härtebarkeit werden die Elemente Cr, Ni, Mn und V angeführt. Weiterhin wird empfohlen, ab 100 mm Materialquerschnitt die Werkstoffe 18CrNiMo7-6 oder 18CrNi8 zu verwenden. Untermuert wird diese Empfehlung beim Vergleich der ZTU-Diagramme der Werkstoffe 16MnCr5 (siehe Bild 2.14) und 18CrNiMo7-6 (siehe Bild 2.15).

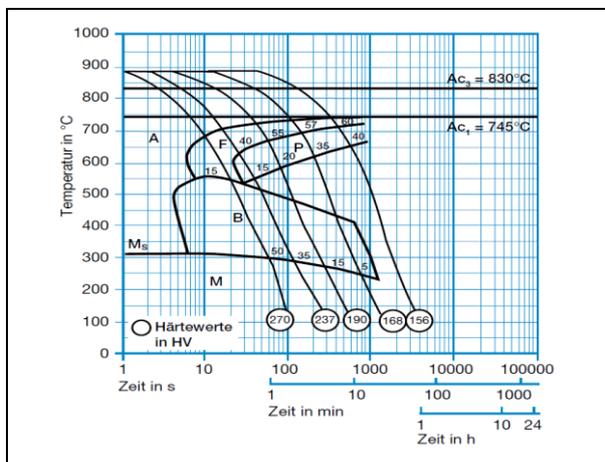


Bild 2.14: ZTU-Diagramm 16MnCr5 aus [Deu16b]

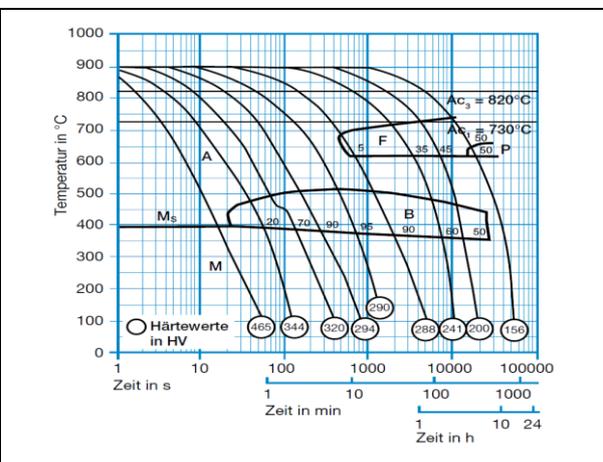


Bild 2.15: ZTU-Diagramm 18CrNiMo7-6 aus [Deu16a]

Bei dem Werkstoff 18CrNiMo7-6 sind im Vergleich zum niedriger legierten Werkstoff 16MnCr5 die Bainitbildung und vor allem die Ferritbildung zu höheren Zeiten hin verschoben. Die unterschiedliche Zusammensetzung der Legierungselemente wirkt sich somit auf die kritische Abkühlgeschwindigkeit aus und damit auf das sich ergebende Gefüge.

In [ASM13] werden die Einflüsse auf die Härte dargestellt. Die Aufhärtebarkeit wird primär vom C-Gehalt beeinflusst. Bis etwa 0,6 % C-Gehalt kann eine Steigerung der Härte erzielt werden. Danach ist bei Abschrecken auf Raumtemperatur keine weitere Zunahme mehr möglich, da M_f (Martensitfinish) dann unter Raumtemperatur absinkt, keine vollständige Martensitumwandlung erfolgt und der Restaustenitgehalt ansteigt. Für eine vollständige martensitische Härtung wäre ein Tiefkühlen bis unter M_f erforderlich. Dieser Zusammenhang ist in Bild 2.16 für ein Abschrecken ohne Tiefkühlen dargestellt. In Bild 2.17 sind die Härteverläufe über unterschiedliche Durchmesser (hier 13; 75 und 120 mm) des Werkstoffes AISI 6140 gegenübergestellt. Über den Querschnitt tritt eine zunehmende Abnahme der Härte bei steigendem Durchmesser auf. Hier ist der Einfluss der Legierungselemente auf die Einhärtebarkeit erkennbar.

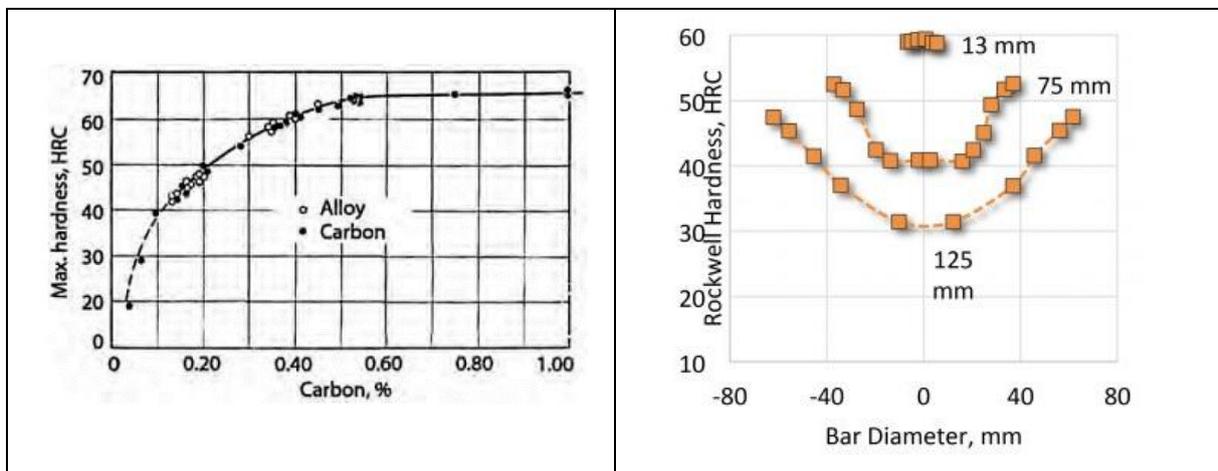


Bild 2.16: Einfluss des C-Gehaltes auf die Härte entnommen aus [ASM13]

Bild 2.17: Härteverlauf über den variierenden Durchmesser (13; 75 und 120 mm) des Werkstoffes AISI 6140 [Gro64]

In Bild 2.18 ist der Einfluss des Anteils der chemischen Elemente auf die Härte (hier als Zunahme des härtebaren Durchmessers in mm) dargestellt [Gra73]. Kohlenstoff (C) bestimmt die Aufhärtebarkeit. Bedingt durch den relativ geringen Grundgehalt an Kohlenstoff beim Einsatzhärten ist die Härte im Oberflächen-/ Randbereich analog zum C-Gehalt angehoben. Die im gelösten Zustand vorliegenden Legierungselemente wirken sich auf die Einhärtebarkeit aus, nicht jedoch die als Carbide, Oxide oder Nitride vorliegenden Anteile.

Nachfolgend wird in Tabelle 2.1 der Einfluss der Legierungselemente auf die Härte am Beispiel der Einsatzstähle dargelegt.

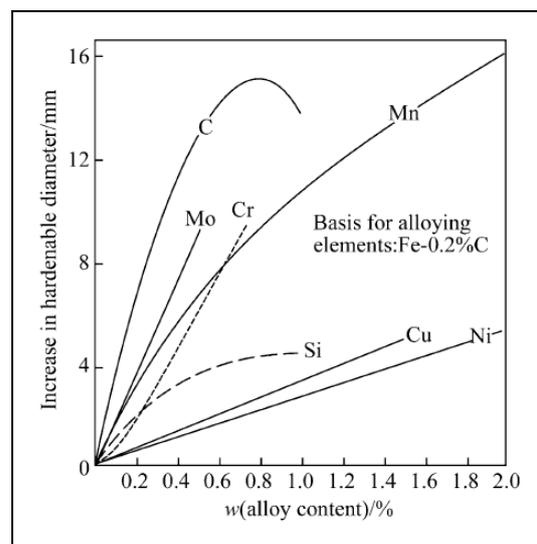


Bild 2.18: Einfluss des Anteils an chemischen Elementen auf die Steigerung des härtebaren Durchmessers nach [Gra73]

Tabelle 2.1: Typische Legierungselemente und deren Einfluss auf die Härtpbarkeit am Beispiel von Einsatzstählen aus [Sta20], [Gra73], [Ree13] und [Kal11]

Chemisches Element	Einfluss auf die Härtpbarkeit	Weitere Einflüsse	Sonstiges
C	↑	Steigerung Festigkeit	
Cr	↑	Verringerung Kerbschlagarbeit	Karbidbildner
Mn	↑	Erhöhung Festigkeit und Dehnung	
Mo	↑	Erhöhung Festigkeit und Dehnung	kornfeinend
Si	→	Erhöhung Festigkeit	
Ni	↑	Steigerung der Zähigkeit	
Cu	↑	Erhöhung Festigkeit	Wird nur selten gezielt zulegiert
Al	→	Desoxidationsmittel	In kleinen Mengen kornfeinend
N	→	Verringerung Zähigkeit	Nitridbildner
V	→		kornfeinend

In Bild 2.19 sind die Ergebnisse der Berechnung des D_{Mittel} nach ASTM A 255-02 [AST02] aus FVA-Nr. 610 II [Gün16] für weltweit verfügbare Einsatzstähle (auf Basis der chemischen Zusammensetzung der jeweiligen Norm) gegenübergestellt. Es zeigen sich z.T. deutliche Unterschiede, die auf den unterschiedlich starken Einfluss der verschiedenen Legierungselemente sowie deren Anteil zurückzuführen sind. Zusätzlich ist hier die Grenze von 100 mm eingetragen.

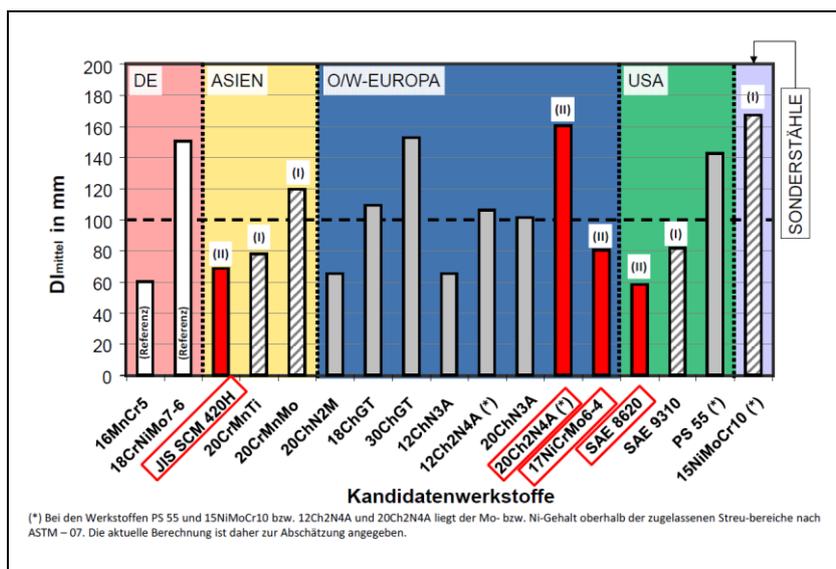


Bild 2.19: Gegenüberstellung der D_{Mittel} (nach ASTM A255-02 [AST02]) für weltweit verfügbare Einsatzstähle nach FVA-Nr. 610 II [Gün16]

2.2.3 Weitergehende Werkstoffentwicklung

An der Weiterentwicklung von Werkstoffen und deren gezielte Modifikation für Verzahnungen durch z. B. Mikrolegierungen wird ständig geforscht (z.B. [Hip11] und [Moh16]) und deren Einfluss auf die Zahnradtragfähigkeit untersucht [Tob17]. In der Arbeit von MOHRBACHER [Moh16] ist dazu eine Aufteilung des Legierungssystems von Stählen in Abhängigkeit der Anwendung und Baugröße gegeben: [Hip11]

- Cr-Stähle: Kleine Komponenten und geringe Härte gefordert
- Mn-Cr-Stähle: Mittlere Härte erforderlich, Automobilsektor
- Cr-Mo-Stähle: Mittlere/hohe Härte erforderlich, Automobil/Nutzfahrzeug
- Cr-Ni-Mo-Stähle: Hohe Härte erforderlich, hoch belastete Komponenten
- Ni-Cr-Stähle: Hohe Härte mit hohen Festigkeitsanforderungen

Im Zuge der stetig anwachsenden Anforderungen an Werkstoffe, vor allem beim Einsatz in den immer größer werdenden Windkraftanlagen und Industriegetrieben, können aktuelle Werkstoffe und Werkstoffkonzepte an ihre Grenzen kommen. Aus diesem Grund werden stetig neue Werkstoffkonzepte entwickelt. Ziel hierbei ist in vielen Fällen die Steigerung der Härte des Werkstoffes. In Bild 2.20 sind beispielhaft die Jominy-Kurven für zwei Werkstoffentwicklungen aus [Moh16] zu sehen. Diese sind zum Vergleich in das Härteband des Werkstoffes 18CrNiMo7-6 nach ISO 683-3 [DIN19] eingetragen. Dabei zeigt sich, dass eine Werkstoffentwicklung (V1) oberhalb des Streubandes verläuft und nur eine geringfügige Abnahme der Härte über der Tiefe aufweist. Bei dem Werkstoff V2 handelt es sich um einen kostenoptimierten Werkstoff, der ähnliche Härteigenschaften wie der konventionelle Werkstoff 18CrNiMo7-6 aufweist. Einen weiteren Untersuchungspunkt stellt der Einfluss von Mikrolegierungen auf das Kornwachstum dar, vor allem bei höheren Aufkohlungstemperaturen. Hier konnte gezeigt werden, dass diese neuen Werkstoffentwicklungen auch eine geringere Neigung zum Kornwachstum im Vergleich zum Werkstoff 18CrNiMo7-6 aufweisen.

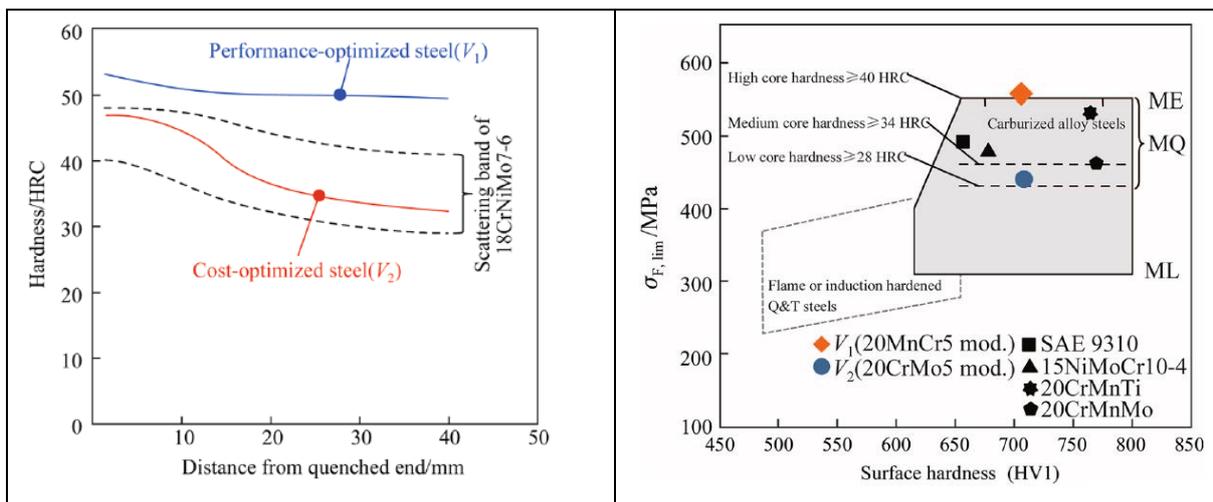


Bild 2.20: Jominy-Kurven zweier Werkstoffentwicklungen nach [Moh16], dargestellt im Härteband des Werkstoffes 18CrNiMo7-6 nach [DIN19]

Bild 2.21: Einordnung der Zahnfußtragfähigkeit der neuen Stahlkonzepte in das Festigkeitschaubild nach DIN 3990-5 [DIN87b] und Vergleich mit gängigen Zahnradwerkstoffen nach [Moh16]

Zusätzlich fanden Untersuchungen zur Zahnradtragfähigkeit der neuen Werkstoffkonzepte statt, hierzu kamen Verzahnungen der Baugröße Modul 5 mm zum Einsatz. Die Ergebnisse sind für die Zahnfußtragfähigkeit in Bild 2.21 in das Schaubild nach DIN 3990-5 [DIN87b]

eingordnet. Der Werkstoff V1 zeigt hier eine sehr hohe Zahnfußtragfähigkeit, die im Bereich der Werkstoffqualität ME liegt und damit z.T. deutlich höher als gängige Marktbegleiter (schwarze Symbole). Der Werkstoff V2 erfüllt die Werkstoffqualität MQ und liegt unterhalb der Marktbegleiter sowie des Werkstoffes V1.

WRIGHT ET AL. [Wri09] stellen ebenfalls die Entwicklung neuer Werkstoffe (Ferrium C61, Ferrium C64 und Ferrium C69) vor, die eine höhere Härte im Vergleich zu konventionellen Stählen haben (siehe Bild 2.22). In Untersuchungen zur Zahnradtragfähigkeit zeigt der Werkstoff Ferrium C64 eine etwas höhere Zahnfußtragfähigkeit im Vergleich zum Werkstoff Pyrowear 53 und der Werkstoff Ferrium C69 eine höhere Grübchentrugfähigkeit verglichen mit dem Werkstoff Pyrowear 53. Der Werkstoff Pyrowear 53 ist ein Einsatzstahl, der vorwiegend in der Luftfahrt eingesetzt wird. Dieser Werkstoff weist einen relativ geringen C-Gehalt von 0,10 % auf und einen hohen Anteil an Silizium (Si: 1,0 %), Chrom (Cr: 1,0 %), Nickel, Kupfer (Ni, Cu: jeweils 2,0 %) und Molybdän (Mo: 3,25 %). Der Werkstoff Ferrium C69 ist ebenfalls ein Hochleistungsstahl, der für Zahnräder und Wälzlager in der Luftfahrt eingesetzt wird. Diese Werkstoffe unterscheiden sich auch z. T. deutlich von typischen Einsatzstählen, der Werkstoff Ferrium C64 ist beispielsweise durch 7,5 % Ni und 16,3 % Co gekennzeichnet. Es sind jedoch in der Veröffentlichung keine Verzahnungsdaten angegeben, sodass hier keine Aussage zur Baugröße und deren Übertragbarkeit gemacht werden kann.

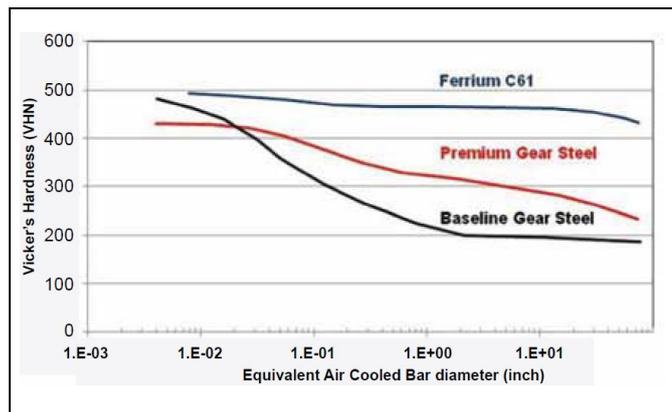


Bild 2.22: Vergleich der Härte für unterschiedliche Stähle nach [Wri09]

2.3 Einflussgrößen aus Werkstoff und Baugröße auf die Zahnfußtragfähigkeit ein- satzgehärteter Zahnräder

Hinsichtlich der Zahnfußtragfähigkeit gibt es eine Reihe an Einflussfaktoren, die nachfolgend behandelt werden.

2.3.1 Einsatzhärtungstiefe (CHD)

Bei dem Einfluss der Einsatzhärtungstiefe auf die Zahnfußtragfähigkeit ist zum einen zwischen dem Einfluss auf die Dauerfestigkeit und zum anderen auf die Auswirkungen auf die statische Festigkeit bzw. Zeitfestigkeit zu unterscheiden. Zunächst soll daher auf den Einfluss der Einsatzhärtungstiefe auf die Zahnfußdauerfestigkeit eingegangen werden.

Zahnfuß-Dauerfestigkeit:

Die Untersuchungen von FUNATANI [Fun70] umfassen unter anderem auch den Einfluss der Einsatzhärtungstiefe auf die Zahnfußtragfähigkeit. Die Prüfräder der Baugröße Modul 3 mm werden dafür aus einem Chrom-Molybdän-Einsatzstahl gefertigt. Für die Dauerfestigkeit zeigt sich, dass eine Einsatzhärtungstiefe bis etwa $0,1 \cdot m_n$ die optimale Einsatzhärtungstiefe hinsichtlich Tragfähigkeit darstellt. Bei größeren Einsatzhärtungstiefen nimmt die Zahnfußtragfähigkeit ab und bleibt im untersuchten Bereich von $0,2 \dots 0,5 \cdot m_n$ nahezu auf konstantem Niveau.

Nach Erfahrungen aus der industriellen Anwendung nach [Mal92] stellt eine Einsatzhärtungstiefe im Bereich von $0,1 \dots 0,25 \cdot m_n$ das Optimum bezüglich der Zahnfußtragfähigkeit dar (siehe Bild 2.23). Eine genaue Spezifikation der Werkstoffe ist jedoch nicht belegt. Der Einsatz der untersuchten Verzahnungen im Fahrzeug-Antriebsstrang lässt jedoch vermuten, dass es sich auch hier um Werkstoffe mit geringer bis mittlerer Härtebarkeit handelt. NIEMANN UND WINTER [Nie03] geben für die optimale Einsatzhärtungstiefe hinsichtlich Zahnfußtragfähigkeit einen Bereich von $0,1 \dots 0,2 \cdot m_n$ an. Für Einsatzhärtungstiefen von mehr als $0,3 \cdot m_n$ ist zusätzlich mit einem stärkeren Abfall der Zahnfußtragfähigkeit zu rechnen (siehe Bild 2.24). Dies konnte in den Forschungsvorhaben FVA-Nr. 8 [Bör76] und FVA-Nr. 271 [Tob01b] bzw. der Arbeit von TOBIE [Tob01a] jedoch in dieser Weise nicht bestätigt werden.

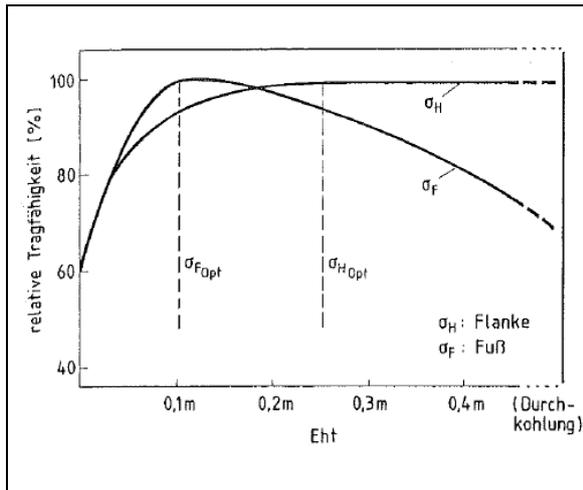


Bild 2.23: Einfluss der CHD auf die Zahnfuß- und Zahnflankentragfähigkeit nach [Mal92]

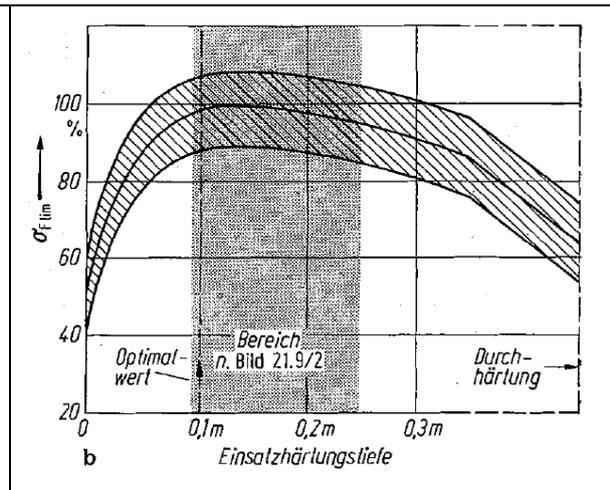


Bild 2.24: Einfluss der CHD auf die Zahnfußtragfähigkeit nach [Nie03]

YOSHIDA ET AL. [YOS86] führten ebenfalls Untersuchungen zum Einfluss der Einsatzhärtungstiefe auf die Zahnfußtragfähigkeit durch. Dabei wurden geradzahnante Prüfäder der Baugröße Modul 4 mm untersucht, die aus dem Werkstoff JIS SCM420 gefertigt wurden. Die tatsächlich vorliegenden Einsatzhärtungstiefen wurden am Wälzkreis ermittelt und umfassen 0,47 mm, 0,76 mm und 1,95 mm. Die höchste Tragfähigkeit wurde von der Variante mit einer CHD von 0,76 mm erzielt, gefolgt von der Variante mit CHD = 1,95 mm und derjenigen mit einer CHD von 0,47 mm. Bezogen auf den Modul zeigt sich, dass die Variante mit einer CHD = $0,19 \cdot m_n$ eine höhere Tragfähigkeit im Vergleich zu den Varianten mit CHD = $0,12 \cdot m_n$ und CHD = $0,49 \cdot m_n$ aufweist.

Die Arbeit von PEDERSON UND RICE [Ped61] beinhaltet ebenfalls Untersuchungen zum Einfluss der Einsatzhärtungstiefe auf die Zahnfußtragfähigkeit. Es werden zwei Einsatzhärtungstiefen betrachtet und weitere Parameter wie das Ausgangsmaterial (geschmiedet oder gewalzt) variiert. CAVALLARO [Cav95] variiert in seinen Untersuchungen an drei Einsatzstählen unter anderem auch die Einsatzhärtungstiefe. Durch eine Erhöhung der Einsatzhärtungstiefe von 0,8 mm auf etwa 1,4 mm wurde eine Abnahme der Zahnfußtragfähigkeit festgestellt, wobei die Abnahme vom Werkstoff abhängig ist.

Im Rahmen der Untersuchungen von KATO ET AL. [Kat86] wird der japanische Einsatzstahl JIS SCM420 in der Baugröße Modul 5 mm näher betrachtet. Für die Bestimmung der Zahn-

fußtragfähigkeit wird die Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß verändert. Durch die Steigerung der CHD im Zahnfuß von 0,6 mm auf 0,9 mm konnte ein Tragfähigkeitsgewinn verzeichnet werden. Eine weitere Erhöhung auf 1,3 mm hat eine Minderung der Zahnfußtragfähigkeit, sogar unter das Niveau der Variante mit 0,6 mm CHD, zur Folge. Ebenfalls japanische Einsatzstähle liegen im Fokus der Arbeit von HIRASAWA [Hir04]. Durch eine gezielte Variation der Einsatzhärtungstiefe und anschließender Bestimmung der Zahnfußtragfähigkeit soll der Einfluss der Einsatzhärtetiefe auf die Zahnfußdauerfestigkeit für verschiedene Einsatzstähle ermittelt werden. Wie Bild 2.25 zeigt, liegt bei den durchgeführten Untersuchungen das Maximum der Zahnfußtragfähigkeit bei einem CHD-Wert von etwa $0,2 \cdot m_n$.

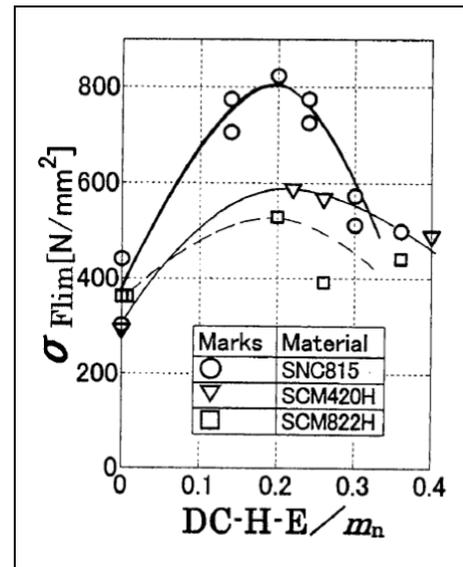


Bild 2.25: Ergebnisse zum Einfluss der CHD auf die Zahnfußdauerfestigkeit nach [Hir04]

Umfangreiche Untersuchungen im Rahmen der Forschungsvorhaben FVA-Nr. 8 „Härtetiefe“ [Bör76] und der Arbeit von TOBIE [Tob01a], welche auf IGF-Nr. 9880 / FVA-Nr. 271 „Härtetiefe Großzahnäder“ [Tob01b] basiert, wurden zum Einfluss der Einsatzhärtungstiefe sowohl auf die Grübchen- als auch auf die Zahnfußtragfähigkeit durchgeführt.

Dabei wurden die Baugrößen Modul 2,3 mm, 3 mm, 5 mm, 8 mm und 10 mm betrachtet. Die Prüfräder wurden aus den Werkstoffen 16MnCr5 bzw. 20MnCr5 gefertigt, also Werkstoffen mit geringer bis mittlerer Härtebarkeit. Die Ergebnisse zum Einfluss der Einsatzhärtungstiefe auf die Zahnfußdauerfestigkeit sind in Bild 2.26 zusammengefasst. Die Ergebnisse belegen, dass eine Einsatzhärtungstiefe von $0,1 \dots 0,2 \cdot m_n$ zu den höchsten Zahnfußtragfähigkeitswerten führt.

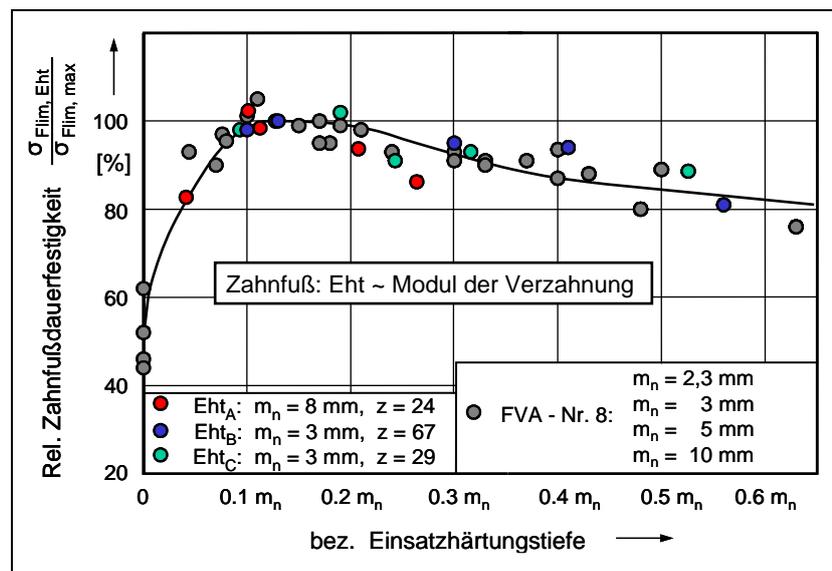


Bild 2.26: Zahnfußtragfähigkeit in Abhängigkeit der Einsatzhärtungstiefe (Eht = CHD) nach [Bör76] und [Tob01b] (Werkstoff 16MnCr5 bzw. 20MnCr5)

Daraus wird abgeleitet, dass dieser Bereich hinsichtlich der Zahnfußdauerfestigkeit die optimale Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß darstellt. Bei Unter- bzw. Überschreiten dieses Bereiches wurde eine Minderung der Zahnfußtragfähigkeit in unterschiedlichem Maße festgestellt. Dabei ist bei Unterschreitung mit einer stärkeren Abnahme zu rechnen als bei Überschreiten. Die Ursache bei einer zu geringen CHD wird im steilen Härte- bzw. Festigkeitsgradienten und der damit verbundenen geringen Stützwirkung der Randschicht gesehen. Bei höheren CHD-Werten nimmt, aufgrund der benötigten länger dauernden Wärmebehandlung, die Randoxidationstiefe zu, es kommt ggf.

zu einer Kornvergrößerung und es wurden geringere Druckeigenspannungen ermittelt. Von diesen Einflussgrößen ist bekannt, dass sie sich negativ auf die Zahnfußtragfähigkeit auswirken, sodass diese hier als Ursachen für die Tragfähigkeitsminderung angeführt werden.

Neben der Bestimmung der optimalen Einsatzhärtungstiefe wurde in FVA 271 [Tob01b] auch eine formelmäßige Empfehlung abgeleitet, mit der der Einfluss der Einsatzhärtungstiefe auf die Zahnfußtragfähigkeit quantifiziert werden kann. Dafür wird der Faktor Y_{CHD} eingeführt, dessen formelmäßiger Zusammenhang in den Gleichungen (2) bis (5) dargelegt ist.

$$Y_{\text{CHD}} = \frac{\sigma_{\text{F}} \cdot S_{\text{F}}}{\sigma_{\text{F lim}} \cdot Y_{\text{ST}} \cdot Y_{\delta\text{relT}} \cdot Y_{\text{RrelT}} \cdot Y_{\text{X}}} \quad (1)$$

$$\text{Bereich } \text{CHD}_{\text{Fu\ss}} < 0,1 \cdot m_{\text{n}}: \quad Y_{\text{CHD}} = 0,5 + \frac{\text{CHD}_{\text{Fu\ss}}}{m_{\text{n}}} \cdot \left(9 - 40 \cdot \frac{\text{CHD}_{\text{Fu\ss}}}{m_{\text{n}}}\right) \quad (2)$$

$$\text{Bereich } \text{CHD}_{\text{Fu\ss}} = 0,1 \dots 0,2 \cdot m_{\text{n}}: \quad Y_{\text{CHD}} = 1,0 \quad (3)$$

$$\text{Bereich } \text{CHD}_{\text{Fu\ss}} > 0,2 \cdot m_{\text{n}}: \quad Y_{\text{CHD}} = 0,75 \cdot \left(\frac{\text{CHD}_{\text{Fu\ss}}}{m_{\text{n}}}\right)^{-0,17} \quad (4)$$

Y_{CHD}	–	Einflussfaktor CHD	σ_{F}	N/mm ²	Zahnfußspannung
$\sigma_{\text{F lim}}$	N/mm ²	Zahnfußfestigkeit	S_{F}	–	Sicherheit gegen Zahnfußbruch
Y_{ST}	–	Spannungskorrekturfaktor des Referenzrades	$Y_{\delta\text{relT}}$	–	relative Stützziffer
Y_{RrelT}	–	relativer Oberflächenfaktor	Y_{X}	–	Baugrößenfaktor
CHD	mm	Einsatzhärtungstiefe	m_{n}	mm	Modul

Nachfolgend wird auf die Vorgaben hinsichtlich der Einsatzhärtungstiefe aus den gängigen Normen eingegangen:

- DIN 3990-5 [DIN87b]: Hier wird bezüglich der Wahl der Mindesteinsatzhärtungstiefe grundsätzlich auf das Vorhaben FVA-Nr. 8 [Bör76] referenziert. Dabei wird darauf hingewiesen, dass für Zahnflanke und Zahnfuß unterschiedliche Einsatzhärtungstiefen optimal sind.
- ANSI/AGMA 2001-D04 [AGM04]: Es werden Empfehlungen zu einer Mindesteinsatzhärtungstiefe sowie zu einer maximalen Einsatzhärtungstiefe für den Wälzpunkt gegeben (Grenzhärte 50 HRC, was etwa 513 HV entspricht). Für den Zahnfuß wird eine Härtetiefe von mindestens 50 % („grade 2“) bzw. 66 % („grade 3“) der Einsatzhärtungstiefe auf halber Zahnhöhe gefordert.
- ISO 6336-5 [ISO16]: Die Empfehlung für eine ideale Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß liegt hier im Bereich von $0,1 \dots 0,2 \cdot m_{\text{n}}$
- GOST 21354-87 [GOS87]: Es sind ebenfalls Aussagen zur optimalen Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß enthalten. Demnach ist die optimale Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß von der Baugröße abhängig und wird nach folgender Formel berechnet:

$$\text{CHD}_{\text{Fopt}} = (0,28 \cdot m_n - 0,007 \cdot m_n^2) \pm 0,2 \text{ mm} \quad (5)$$

CHD_{Fopt} mm	Optimale CHD im Zahnfuß	m_n mm	Modul
-------------------------------	-------------------------	----------	-------

Der Gültigkeitsbereich dieser Formel ist auf Baugrößen bis Modul $m_n \leq 20$ mm beschränkt. Damit ergeben sich Werte für die optimale Einsatzhärtungstiefe, die etwas oberhalb des Bereiches von FVA-Nr. 8 [Bör76] und 271 [Tob01b] bzw. ISO 6336-5 [ISO16] liegen.

Gesamt betrachtet lässt sich ein Bereich der optimalen Einsatzhärtungstiefe ($0,1 \dots 0,2 \cdot m_n$) für die Zahnfußdauerfestigkeit von gering bis mittel härtbaren Stählen ableiten. Bei Verlassen dieses Bereiches ist mit einer Minderung der Zahnfußtragfähigkeit zu rechnen. Für Werkstoffe höherer Härte gibt es bisher keine experimentelle Absicherung.

Zahnfuß-Zeitfestigkeit:

Der Einfluss der Einsatzhärtungstiefe auf die Zeitfestigkeit wird im nachfolgenden Abschnitt beleuchtet. Hier wurden in der Literatur bisher generell weniger Untersuchungen durchgeführt. Somit lassen sich nur begrenzte Aussagen ableiten.

Die Ergebnisse aus FVA-Nr. 271 [Tob01b] belegen keine so ausgeprägte Abhängigkeit der Zeitfestigkeitswerte von der Einsatzhärtungstiefe, wie dies im Bereich der Dauerfestigkeitswerte herausgearbeitet wurde. In FVA-Nr. 119 [Anz91] wurde gezeigt, dass im Gegensatz zur Dauerfestigkeit die Einsatzhärtungstiefe und auch die Korngröße keinen signifikanten Einfluss auf die Zeitfestigkeit haben. Hier spielt dafür eher die Kernhärte eine Rolle. Damit bestätigen diese Ergebnisse den Werkstoffeinfluss im Zeitfestigkeitsbereich von RETTIG [Ret69] und DIESBURG [Die78].

PETR [Pet16] variiert unter anderem auch die CHD im Zahnfuß, wobei keine Baugröße ausgewiesen wird. Bei der Erhöhung der CHD von 0,4 – 0,6 mm auf 0,7 – 0,9 mm zeigt sich im geschmiedeten Zustand keine Auswirkung auf die Zahnfußtragfähigkeit hinsichtlich des Mittelwertes. Die Streuungen nehmen jedoch etwas zu. Die dokumentierten Lastwechsel lassen sich in den Bereich der Zeitfestigkeit einordnen.

Zahnflanke (Dauer- und Zeitfestigkeit):

Im Zusammenhang mit der Einsatzhärtungstiefe an verzahnten Bauteilen ist neben dem Zahnfuß auch die Zahnflanke zu betrachten. Dies ist jedoch nicht explizit Gegenstand der in dieser Arbeit durchgeführten Betrachtungen. Weiterführende Informationen hierzu sind beispielsweise in [Kna86], [Tob01a], [Yos86], [Els93] oder [Kön17a] zu finden.

Auf die Schadensart Zahnflankenbruch soll nachfolgend jedoch aufgrund des Zusammenhangs zur CHD im Zahnfuß und der Aktualität näher eingegangen werden. Diese Schadensart zählt zu den Ermüdungsschäden, die in der Regel an hochbelasteten einsatzgehärteten Verzahnungen in Erscheinung tritt. Der Rissausgangsort befindet sich hierbei unterhalb der Werkstoffoberfläche, meist in einer Werkstofftiefe, die den Übergang von Einsatzhärtungsschicht zum Grundgefüge kennzeichnet und ist damit in größere Werkstofftiefen hin verschoben. Der Riss breitet sich zunächst im Werkstoff aus bis er die Werkstoffoberfläche erreicht. Dabei wächst der Riss zum einen in Richtung der aktiven Zahnflanke, zum anderen aber auch in Richtung der Zahnfußrundung der Rückflanke (siehe Bild 2.27).

Umfassende Untersuchungen zur Schadensart Flankenbruch wurden von WITZIG [Wit12a], basierend auf FVA-Nr. 556 I [Wit12b], durchgeführt. Aufbauend auf den experimentellen Ergebnissen dieser Untersuchungen wurde ein Berechnungsmodell abgeleitet, um vorab eine Aussage hinsichtlich der Flankenbruchgefährdung einer Verzahnung tätigen zu können. Dabei werden die örtlich auftretende Beanspruchung und die Beanspruchbarkeit des Werkstoffes ins Verhältnis gesetzt. Die lokale Beanspruchbarkeit wird unter anderem durch die Einsatzhärtungstiefe beeinflusst. Aufbauend auf diesen Ergebnissen setzt die Arbeit von WICKBORN [Wic17], basierend auf FVA-Nr. 556 II [Wic13], an.

COLEMAN [Col67] sieht die Ursache für die Schadensart Flankenbruch ebenfalls in einer nicht angepassten Einsatzhärtungstiefe. Und auch in der Arbeit von PEDERSON UND RICE [PED61] werden Zusammenhänge zwischen Belastung und Einsatzhärtungstiefe hinsichtlich der Schadensart Flankenbruch aufgestellt. Danach kann eine Minderung des Risikos für die Schadensart Flankenbruch mit einer Erhöhung der Einsatzhärtungstiefe erzielt werden.

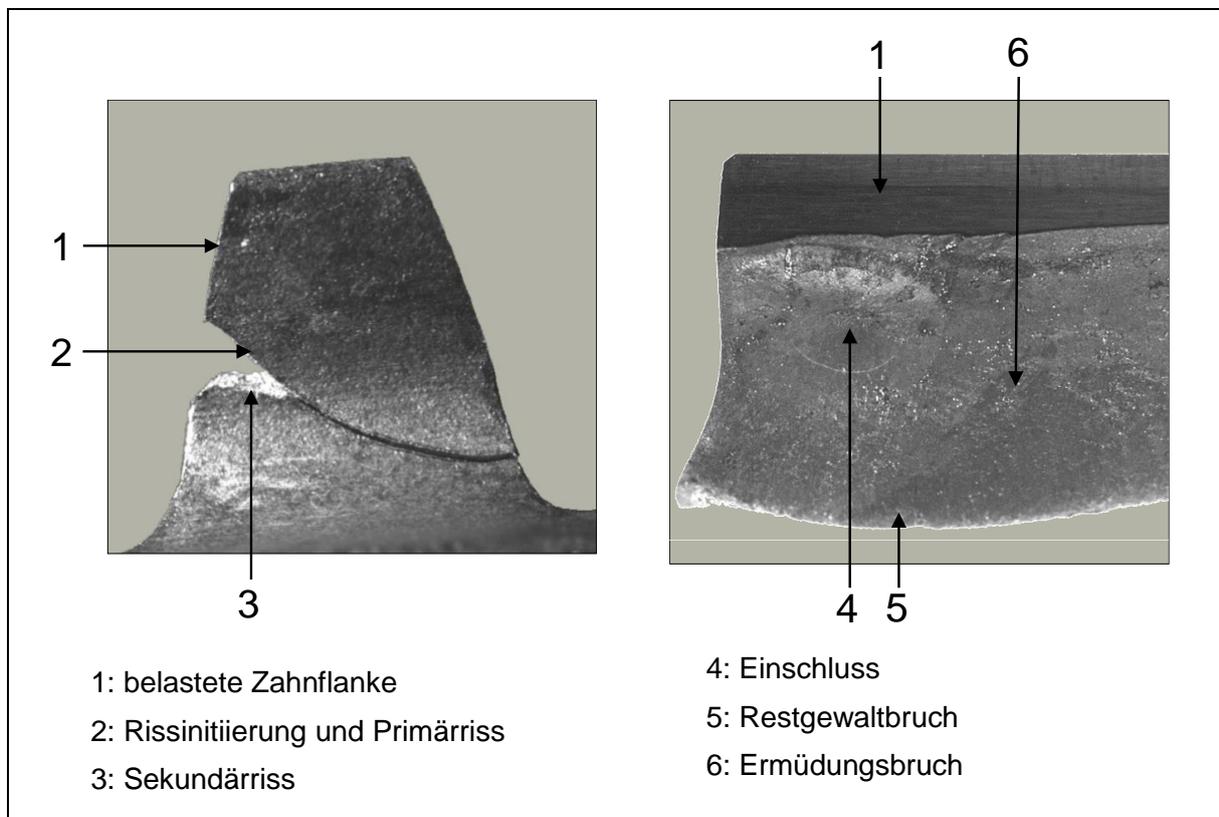


Bild 2.27: Darstellung eines exemplarischen Flankenbruchs aus [Wit12a]

2.3.2 Baugröße

Einen weiteren Einflussfaktor auf die Zahnfußtragfähigkeit stellt die eingesetzte Baugröße dar. In den gängigen Zahnradnormen DIN 3990-3 [DIN87a] und ISO 6336-3 [ISO06] wird bei der Berechnung der Zahnfußtragfähigkeit eine Minderung der Tragfähigkeit mit zunehmender Baugröße (Modul) berücksichtigt. Die Berücksichtigung der Minderung der Zahnfuß-dauerfestigkeit erfolgt dabei unabhängig vom Werkstoff und damit auch unabhängig von der Härtebarkeit. Für einsatzgehärtete Verzahnungen wird die Berechnung nach Formel (6) durchgeführt, welche eine Gültigkeit für die Baugrößen $m_n = 5 \dots 25$ mm besitzt.

$$Y_x = 1,05 - 0,01 \cdot m_n \tag{6}$$

Y_x	–	Baugrößenfaktor	m_n	mm	Modul
-------	---	-----------------	-------	----	-------

Mit dem Einfluss der Baugröße auf die Zahnfußtragfähigkeit befasst sich STEUTZGER [Ste04b], basierend auf dem Forschungsvorhaben FVA 162 [Ste97]. Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen wurde die Zahnfußtragfähigkeit von drei Einsatzstählen mit unterschiedlicher Härte untersucht. Die Prüfräder umfassen die Baugrößen Modul 3 mm bis 20 mm, die Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß nimmt Werte im Bereich von $0,1 \dots 0,2 \cdot m_n$ an. Das Ergebnis ist für die drei untersuchten Werkstoffe in Bild 2.28 zusammengestellt. Insgesamt belegen die Ergebnisse eine Minderung der Zahnfußtragfähigkeit mit zunehmender Baugröße, ausgedrückt durch den Baugrößenfaktor Y_x . Weiterhin lassen die Ergebnisse eine Werkstoffabhängigkeit erkennen. Zusätzlich ist auch der für die Normen DIN 3990-3 [DIN87a] und ISO 6336-3 [ISO06] abgeleitete Baugrößenfaktor eingetragen. Dementsprechend zeigen die Werkstoffe 17NiCrMo14 und 17CrNiMo6 (heutige Bezeichnung: 18CrNiMo7-6) ein günstigeres Verhalten im Vergleich zur Normrechnung und damit eine geringere Minderung mit steigender Baugröße. Die Ergebnisse des Werkstoffes 16MnCr5 weisen einen deutlich stärkeren Abfall des Baugrößenfaktors mit zunehmendem Modul auf. Bei diesem Werkstoff ist somit die tatsächliche Minderung größer als mit der Normrechnung berücksichtigt.

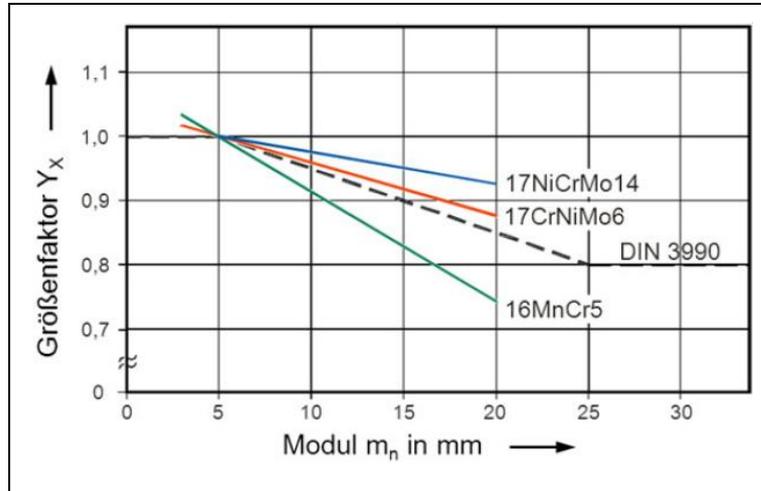


Bild 2.28: Einfluss von Modul und Werkstoff einsatzgehärteter Verzahnungen auf den Baugrößenfaktor Y_x nach [Ste97]

Die Ergebnisse aus FVA-Nr. 162 [Ste97] deuten bei Baugrößen mit Modul kleiner 5 mm auf eine potentielle Steigerung (Festigkeitsreserven) hin. Hier setzen die Untersuchungen von FVA-Nr. 410 I [Bra06] und darauf aufbauend das Vorhaben FVA-Nr. 410 II [Her11] an. Zusammen mit den Ergebnissen aus den Untersuchungen von JEONG ET AL. [Jeo92], wird der Baugrößenfaktor Y_x damit auch auf kleinere Baugrößen erweitert.

$$Y_x = 1 - 0,45 \cdot \log\left(\frac{m_n}{m_{nT}}\right) \pm 0,075 \tag{7}$$

Y_x	–	Baugrößenfaktor	m_n	mm	Modul
m_{nT}	mm	Referenzmodul = 5 mm			

MEIS ET AL. [Mei19] untersuchten den Einfluss von Werkstoff, Strahlzustand und Baugröße auf die Zahnfußtragfähigkeit. Dazu wurde ein Simulationsmodell aufgebaut und anhand experimentell ermittelter Werte der Zahnfußtragfähigkeit für unterschiedliche Strahlzustände verifiziert. In Bild 2.29 sind die Ergebnisse zum Baugrößenfaktor dargestellt. Die Auswertung erfolgt in Abhängigkeit des Strahlzustandes: ungestrahlt, reinigungsgestrahlt und kugelgestrahlt.

Verglichen werden die Ergebnisse mit der Normangabe nach ISO 6336-3 [ISO06]. Insgesamt zeigt sich, dass unabhängig vom Strahlzustand mit zunehmender Baugröße der Baugrößenfaktor abnimmt. Die hier durchgeführte Auswertung weist stets höhere Werte als nach Norm auf, wobei die Unterschiede mit weniger als 10 % ausgewiesen werden. Des Weiteren zeigen die Versuchsergebnisse der ungestrahlten Varianten tendenziell einen etwas flacheren Abfall des Baugrößenfaktors im Vergleich zu den gestrahlten Varianten.

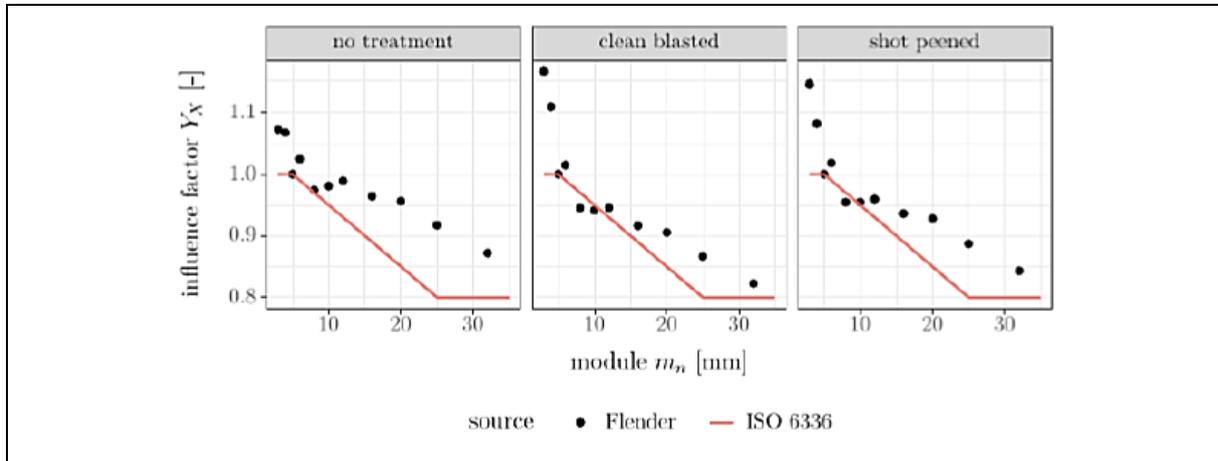


Bild 2.29: Baugrößenfaktor einsatzgehärteter Zahnräder im Vergleich zur Normangabe, getrennte Auswertung für den Strahlzustand: ungestrahlt (links), reinigungsgestrahlt (Mitte) und kugelgestrahlt (rechts) nach [Mei19]

2.3.3 Eigenspannungszustand

Eigenspannungen sind Spannungen in einem Bauteil, die ohne Einwirkung einer äußeren Belastung (durch eine Kraft und/oder ein Moment) auf dieses Bauteil, wirken. Damit treten in einem Bauteil gleichzeitig immer Zug- und Druckeigenspannungen auf, die sich insgesamt jedoch aufheben bzw. ausgleichen (Gleichgewicht). Eine ausführliche Beschreibung von Eigenspannungen sowie deren unterschiedliche Entstehungsquellen sind in der Arbeit von STENICO [Ste07] zusammengefasst und nachzulesen. Auf den Unterschied zwischen Reinigungsstrahlen und Kugelstrahlen wird im Anhang A.1 eingegangen.

Nach ISO 6336-5 [ISO16] können die Werte der Zahnfußtragfähigkeit ab der Werkstoffqualität MQ zielsicher nur mittels Reinigungsstrahlen erreicht werden. Durch Kugelstrahlen gewährt die Norm eine Erhöhung der Dauerfestigkeitswerte $\sigma_{F \text{ lim}}$ in Abhängigkeit der Werkstoffqualität:

- MQ: + 10 %
- ME: + 5 %

Im Rahmen der Untersuchungen von WEIGAND [Wei99a, Wei99b], basierend auf [Wei99b], STENICO [Ste07], dessen Basis [Ste04a] bildet, sowie HOFFMEISTER ET. AL [Hof19] wird eine systematische Beeinflussung der Zahnfußtragfähigkeit durch unterschiedliche Eigenspannungszustände näher beleuchtet. Die Untersuchungen finden an den Werkstoffen 16MnCr5 und 18CrNiMo7-6 statt und umfassen die Baugrößen Modul 1,75 mm bis 5 mm. Hierbei werden Zunahmen der Zahnfußtragfähigkeit durch Reinigungsstrahlen von 15 – 43 % gegenüber dem jeweiligen ungestrahlten Zustand ausgewiesen. Die Ergebnisse durch Kugelstrahlen belegen Steigerungen der Zahnfußtragfähigkeit von 27 – 66 % gegenüber dem ungestrahlten Zustand. In Bild 2.30 sind exemplarisch die Wöhlerlinien der Varianten der Baugröße Modul 3 mm aus dem Werkstoff 16MnCr5 in ungestrahlten, reinigungsgestrahlten und

kugelgestrahlten Zustand gegenübergestellt. Ergänzend sind in Bild 2.31 die zugehörigen röntgenografisch ermittelten Eigenspannungstiefenverläufe dargestellt.

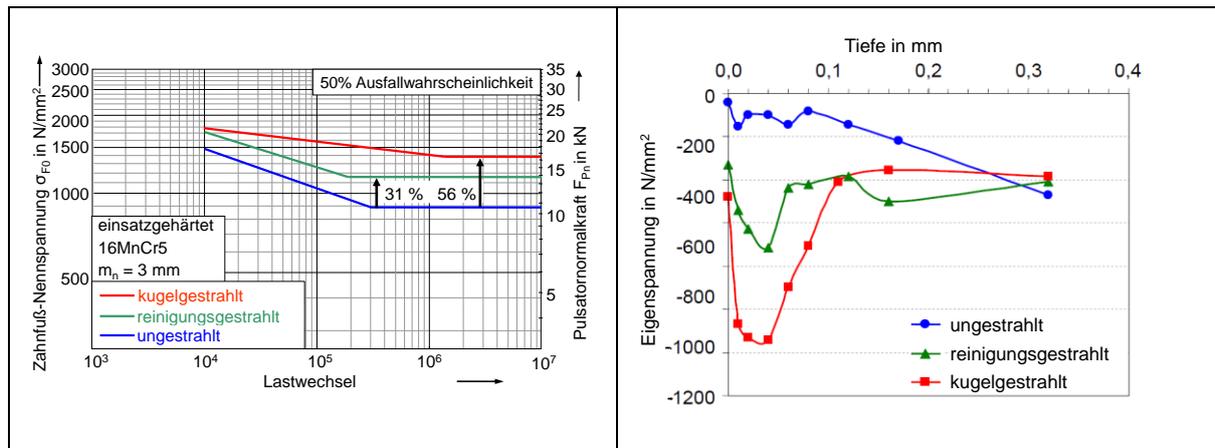


Bild 2.30: Wöhlerlinien zur Zahnfußtragfähigkeit der Varianten der Baugröße Modul 3 mm aus dem Werkstoff 16MnCr5 nach FVA-Nr. 369 [Ste04a]

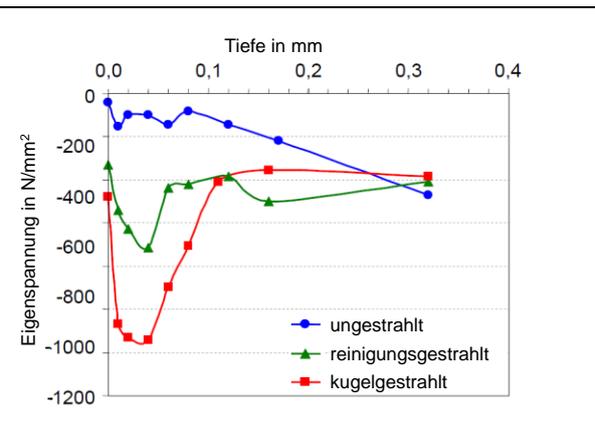


Bild 2.31: Röntgenografisch ermittelte Eigenspannungstiefenverläufe der Varianten der Baugröße Modul 3 mm aus dem Werkstoff 16MnCr5 nach FVA 369 [Ste04a]

In der Arbeit von BRETL [Bre10], basierend auf FVA-Nr. 293 II [Bre08], wird ein Zugewinn der Zahnfußtragfähigkeit der Werkstoffqualität MQ von 10 % durch ein Kugelstrahlen im Vergleich zum reinigungsgestrahlten Zustand ausgewiesen. Weiterhin wird eine Einteilung in ungestrahlte Zustände, reinigungsgestrahlte Zustände sowie kugelgestrahlte Zustände auf Basis der vorliegenden Druckeigenspannungsmaxima vorgenommen:

- Ungestrahlt: $\sigma_{ES} < |400| \text{ N/mm}^2$
- Reinigungsgestrahlt: $|400| \text{ N/mm}^2 < \sigma_{ES} < |900| \text{ N/mm}^2$
- Kugelgestrahlt: $\sigma_{ES} > |900| \text{ N/mm}^2$

Aufbauend darauf führt SCHURER [Sch16], basierend auf FVA-Nr. 293 III [Sch15], weitere Untersuchungen zur Zahnfußtragfähigkeit kugelgestrahlter Verzahnungen durch, wobei der Reinheitsgrad näher betrachtet wird. Die Steigerung der Zahnfußtragfähigkeit beläuft sich hierbei auf etwa 10 %, bei hohem Reinheitsgrad sogar bis zu 15 % verglichen jeweils mit dem reinigungsgestrahlten Zustand.

Weitere Arbeiten von [Ike09], [Ino89], [Ino94], [Olm10] und [Mat06] untersuchen ebenfalls den Einfluss des Kugelstrahlens auf die Zahnfußtragfähigkeit. Auch hier werden Steigerungen der Zahnfußtragfähigkeit von 10 – 50 % gegenüber der jeweiligen ungestrahlten Referenzvariante aufgezeigt.

Der Einfluss des Kugelstrahlens auf die Zahnflankentragfähigkeit ist unter anderem Gegenstand der Untersuchungen von beispielsweise FVA-Nr. 521 I [Kol10] und FVA-Nr. 521 II [Kön17a].

Zusammenfassend belegen die Ergebnisse eine Steigerung der Zahnfußtragfähigkeit durch einen Strahlprozess. Durch Reinigungsstrahlen können Zugewinne von 10 – 50 % erreicht werden, durch Kugelstrahlen sind sogar bis zu 66 % realisierbar im Vergleich zum ungestrahlten Zustand. Zu beachten ist jedoch, dass sich bei kugelgestrahlten (und z.T. auch bei reinigungsgestrahlten) Zahnrädern der Ursprung des Rissausganges von der Oberfläche in die Werkstofftiefe verlagern kann und damit bei höheren Lastwechseln mit einer Verringerung der Zahnfußtragfähigkeit zu rechnen ist, siehe z.B. [Bre10] oder [Sch16].

2.3.4 Restaustenitgehalt

Im Prozess des Einsatzhärtens erfolgt nach der Aufkohlung des Bauteils eine Abschreckung mit dem Ziel, ein martensitisches Gefüge zu generieren. In der Regel kann keine 100 %-ige martensitische Umwandlung realisiert werden, sodass das Gefüge noch Restaustenit aufweist. Dem Anteil von Restaustenit werden sowohl tragfähigkeitsteigernde als auch tragfähigkeitsvermindernde Einflüsse auf die Zahnradtragfähigkeit zugeschrieben.

Nach SAUTER [Sau90] hat der Restaustenitgehalt bis etwa 30 % (metallographische Bestimmung des Restaustenitgehaltes) keinen signifikanten Einfluss auf die Zahnfußtragfähigkeit (siehe Bild 2.32). Bei weiter zunehmendem Restaustenitgehalt ist eine Abnahme der Zahnfußtragfähigkeit zu verzeichnen. Die Zahnflankentragfähigkeit ist zunächst durch eine Steigerung bis etwa 30 – 40 % Restaustenitgehalt gekennzeichnet. Höhere Anteile an Restaustenit führen zu einer Abnahme der Zahnflankentragfähigkeit.

In den Forschungsvorhaben FVA-Nr. 513 I [Lom11] und FVA-Nr. 513 III [Sad17] werden umfangreiche Untersuchungen zum Einfluss des Gefügestandes auf die Zahnradtragfähigkeit durchgeführt. Unter anderem sind hier auch unterschiedlich hohe Restaustenitgehalte, die die Normangaben z.T. deutlich

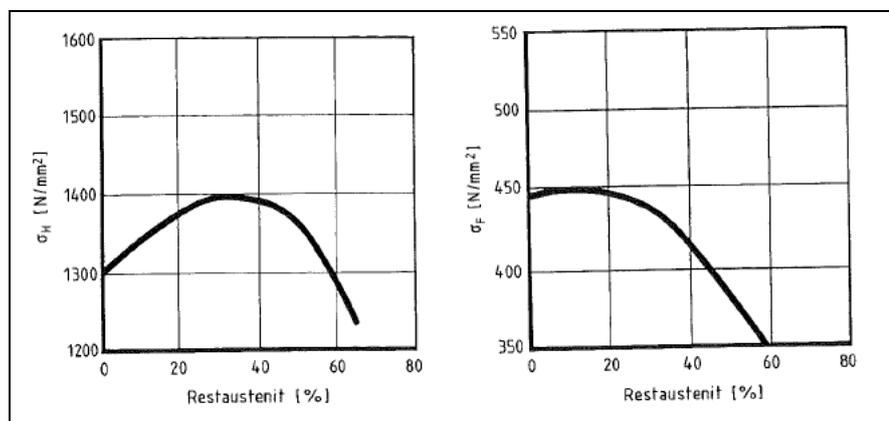


Bild 2.32: Einfluss des Restaustenitgehaltes auf die Zahnflankentragfähigkeit und auf die Zahnfußtragfähigkeit aus [Sau90]

überschreiten, Gegenstand der Untersuchungen. Die Ergebnisse beider Untersuchungen belegen, dass jeweils die Varianten mit den höchsten Restaustenitgehalten die höchsten Zahnflankentragfähigkeitskennwerte erzielen, die tendenziell die Kennwerte der einsatzgehärteten Referenzvarianten übertreffen. Die Zahnfußtragfähigkeit weist dabei keine signifikante Mindering in der Dauerfestigkeit auf und nimmt Kennwerte im Bereich der Normangabe an.

Ein Blick in die Normen zeigt, dass die DIN 3990-5 [DIN87b] für die Qualität MQ einen Restaustenitgehalt von bis zu 30 % und für die Qualität ME maximal 20 % zulässt. Die ISO 6336-5 [ISO16] unterscheidet hingegen nicht zwischen der Qualität MQ und ME. Hier sind jeweils bis zu 30 % Restaustenit zulässig, ermittelt an einer Begleitprobe. Die AGMA 2001-D04 [AGM04] lässt einen Restaustenitgehalt von maximal 30 % (metallografisch bestimmt) für die Qualitäten „Grade 2“ und „Grade 3“ zu.

2.3.5 Randoxidation

Randoxidation ist eine Erscheinung, die beim Wärmebehandlungsverfahren Einsatzhärten mittels Gasaufkohlung in Erscheinung tritt bzw. allgemein ausgedrückt in nicht sauerstoffreicher Atmosphäre festgestellt werden kann. Die Ursache bzw. treibende Kraft hierfür ist durch die höhere Affinität der Elemente Si, Cr und Mn [Cha95] zu Sauerstoff im Vergleich zum Eisen [Cla05] begründet. Die Randoxidation tritt in unterschiedlichen Ausprägungen auf und ist vorwiegend an Korngrenzen zu finden. Hinsichtlich der Ausprägung der Randoxidation wird zwischen punktförmiger und linien- bzw. netzförmiger Gestalt unterschieden [Hof02]. Als weitere

Folge der Randoxidation wird der Anteil an gelöstem Cr und Mn in der randnahen Zone verringert, dies mindert die (lokale) Härtebarkeit [Cha95]. Das hat damit direkte Auswirkungen auf die Gefügeausbildung in randnahen Bereichen und führt zu nicht-martensitischen Randschichten [Ler98]. Untersuchungen in Forschungsvorhaben wie beispielsweise FVA-Nr. 271 [Tob01b] belegen eine Zunahme der Randoxidationstiefe (ROX) mit zunehmender Einsatzhärtungstiefe (CHD) und damit längeren Wärmebehandlungszeiten. Die Randoxidation hat grundsätzlich einen negativen Einfluss auf die Zahnfußtragfähigkeit und kann als Riss angesehen werden [Kru02]. Diese Tendenzen wurden auch von FUNATANI [Fun70] beobachtet. STENICO [Ste07] betrachtet die Randoxidation als erste Anrisse, die in einem lokalen Werkstoffmodell Eingang finden (siehe hierzu Kapitel 2.4.2). In den Untersuchungen von ODA ET AL. [Oda89] wird dieser Ansatz bekräftigt, indem sie aufzeigen, dass die im Vakuum aufgekohlten Varianten höhere Zahnfußtragfähigkeitswerte im Vergleich zu den gas-aufgekohlten Varianten aufweisen. Dies wird auf die negative Beeinflussung durch die Randoxidation der gas-aufgekohlten Varianten zurückgeführt, welche bei den im Vakuum aufgekohlten Varianten nicht auftritt. In den Arbeiten von WISE ET AL. [Wis00] sowie FUKUOKA ET AL. [Fuk10] wird unter anderem der Einfluss des Si-Gehaltes auf die ROX-Tiefe an Einsatzstählen näher betrachtet. Dazu wird in [Wis00] der Werkstoff SAE4320 hinsichtlich seines Si-Gehalt modifiziert und jeweils die ROX-Tiefe an zahnfußähnlichen Proben ermittelt. Die Ergebnisse (siehe Bild 2.33) lassen eine tendenzielle Zunahme der ROX-Tiefe mit steigendem Gehalt an Si erkennen. [Fuk10] belegen, dass die größten Randoxidationstiefen bei einem Si-Gehalt von 0,25 % auftreten, wie in Bild 2.34 dargestellt.

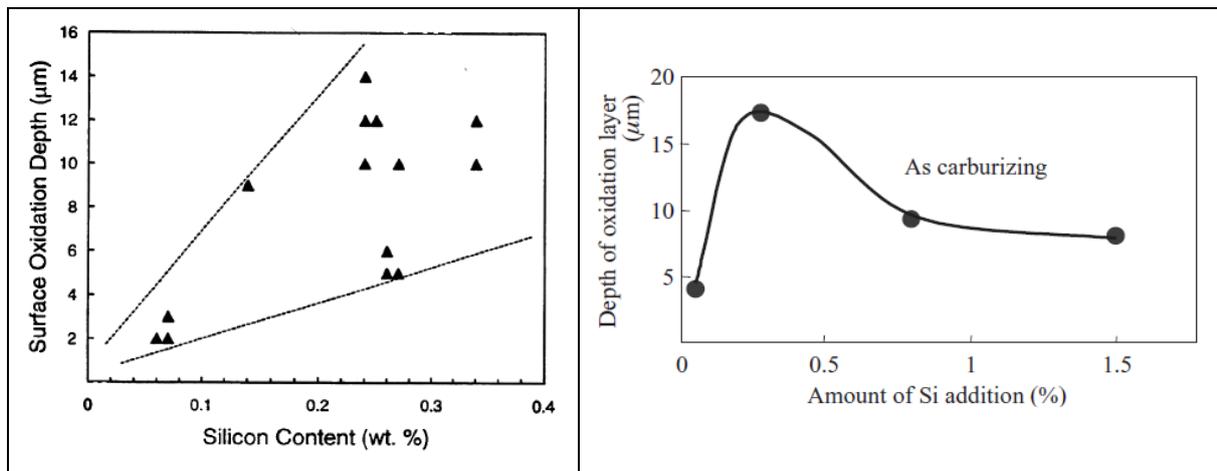


Bild 2.33: Ergebnisse ROX in Abhängigkeit vom Si-Gehalt am Beispiel eines modifizierten SAE4320 aus [Wis00]

Bild 2.34: Zusammenhang zwischen dem Anteil an Si und der Randoxidationstiefe aus [Fuk10]

Die normgerechte Bestimmung der Randoxidationstiefe und deren Ausbildung werden in DIN 30901 [DIN16] beschrieben. Die Ermittlung der Randoxidationstiefe erfolgt anhand von 10 Einzelmessungen und anschließender arithmetischer Mittelwertbildung. Dazu wird an Querschliffen senkrecht zur Oberfläche im ungeätzten Zustand gemessen. Die Einordnung in unterschiedliche Ausprägungsvarianten erfolgt anhand von Vergleichsbildern.

Auch für die Randoxidation sind in den Normen DIN 3990-5 [DIN87b] und ISO 6336-5 [ISO16] Vorgaben zu deren Maximalwerten definiert. DIN 3990-5 [DIN87b] gibt die zulässige Randoxidationstiefe mit 0,02 mm an, die für die Qualität MQ an einer mitlaufenden Wärmebehandlungs-Chargenprobe und für die Qualität ME an einer Coupon-Probe ermittelt wird. In der ISO 6336-5 [ISO16] sind für die Werkstoffqualitäten MQ und ME unterschiedliche Grenzwerte

vorgegeben, die zusätzlich von der Einsatzhärtungstiefe abhängen. Auch die AGMA 2001-D04 [AGM04] legt Höchstwerte für die Randoxidationstiefe in Abhängigkeit der CHD an der Zahnflanke fest, eine weitere Unterscheidung erfolgt zudem noch nach der Werkstoffqualität.

2.3.6 Korngröße

Eine weitere wichtige charakteristische Einflussgröße ist die Korngröße. Die Bestimmung erfolgt in der Regel nach ISO 643 [ISO03] und wird durch die Korngrößenzahl G beschrieben. Diese unterscheidet sich nur geringfügig von der amerikanischen ASTM E112-13 [AST96].

In der Arbeit von RANDAK UND EBERBACH [Ran69] wird umfassend der Einfluss der Austenit-Korngröße auf unterschiedliche Werkstoffeigenschaften herausgearbeitet. Dabei wird zur Bestimmung der Korngröße die McQuaid-Ehn-Korngröße herangezogen. Allgemein sind zur Erzielung eines feinkörnigen Stahls bestimmte Nitride erforderlich, die das Kornwachstum hemmen. Zur Bildung solcher Nitride sind die chemischen Elemente Aluminium, Niob, Vanadium und Zirkon geeignet. Härtbarkeitsuntersuchungen der Schmelzen unterschiedlicher Korngröße liefern das Ergebnis, dass die grobkörnigen Schmelzen tendenziell etwas höhere Härtbarkeitswerte aufweisen im Vergleich zu den feinkörnigen Varianten (siehe Bild 2.35). Gleichzeitig weisen die grobkörnigen Schmelzen tendenziell etwas höhere Streuungen als deren feinkörnige Pendanten auf (siehe Bild 2.36). Im Rahmen von Untersuchungen zur Festigkeit weisen die Probekörper aus der feinkörnigen Schmelze höhere ertragbare Biegespannungen (Dauerfestigkeit und Zeitfestigkeit) auf im Vergleich zu denjenigen aus der grobkörnigen Schmelze.

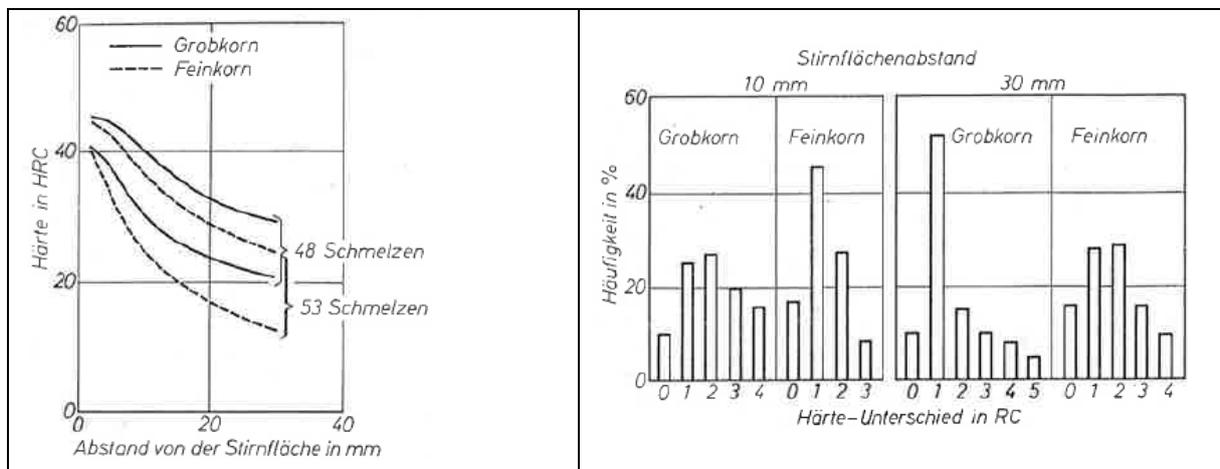


Bild 2.35: Vergleich der Härtbarkeitsstreu- bänder von fein- und grobkörnigen Schmelzen des Werkstoffes 16MnCr5 aus [Ran69]

Bild 2.36: Verteilung der Härteunterschiede von zwei verschiedenen Flächen einer Stirnabschreckprobe aus dem Stahl 16MnCr5 (40 Schmelzen) in den Abständen 10 mm und 30 mm von der Stirnfläche aus [Ran69]

Untersuchungen von SAUTER ET AL. [Sau90] zum Einfluss der Korngröße auf die Zahnfußtragfähigkeit lassen ebenfalls eine Abnahme der Zahnfußtragfähigkeit mit zunehmend größerem Korn erkennen. Auch PACHECO UND KRAUSS [Pac89] sowie LIU ET AL. [Liu09a] befassen sich mit dem Einfluss der Korngröße auf Festigkeitskennwerte. Die Ergebnisse belegen eine Minderung der Festigkeitskennwerte mit Zunahme der Korngröße. Bei den Ergebnissen von [Pac89] muss ein möglicher zusätzlicher Einfluss weiterer Einflussgröße durch die unterschiedliche Wärmebehandlung der Prüfkörper beachtet werden.

HOCK ET. AL [Hoc99] betrachten den Einfluss der gesamten Herstellungskette von der Stahlherstellung über die Wärmebehandlung bis hin zum fertigen Bauteil auf die Korngröße. Dabei zeigt sich, dass jeder einzelne Prozessschritt einen Einfluss auf die Korngröße hat. Die Bestimmung der Korngröße erfolgt hierbei im Kern und wird nach der ZF-Norm ZFN 5016 [ZF 14] ausgewertet.

WISE ET AL. [Wis00] führt auf der Basis von einer Vielzahl an Varianten Untersuchungen zum Einfluss verschiedener Einflussgrößen, unter anderem Restaustenitgehalt, ROX-Tiefe und Korngröße, auf die Biegefestigkeit durch. Mittels statistischer Analyse wurden die Einflussgrößen Korngröße und Eigenspannung als Haupteinflussgrößen identifiziert. Darauf aufbauend wurde ein Regressionsmodell zur Berechnung der Biegefestigkeit aus Korngröße und Eigenspannung entwickelt.

Nach DIN 3990-5 [DIN87b] wird für die Werkstoffqualitäten MQ und ME eine Korngröße von 5 - 8 an einer Schmelzchargenprobe vorgeschrieben. In der ISO 6336-5 [ISO16] ist für die Werkstoffqualitäten MQ und ME jeweils ein feinkörniges Gefüge mit vorwiegend Korngrößen von 5 und feiner gefordert, es sind jedoch bis zu 10 % an Mischkorn (Korngrößenklasse 3 und 4) zulässig. Die AGMA 2001-D04 [AGM04] fordert vorwiegend Korngröße 5 und feiner.

2.3.7 Weitere Einflussgrößen

- Kernhärte:

In der Ausarbeitung von SAUTER [Sau90] ist der Einfluss der Kernfestigkeit auf die statische Festigkeit sowie der Zeitfestigkeit des Zahnfußes dargestellt (siehe Bild 2.37). Dabei stellt ein Bereich von etwa 300 – 450 HV Kernhärte die Idealwerte für übliche Einsatzstähle dar. Durch das Legierungselement Nickel können auch bei höherem Kernhärte noch Steigerungen in der statischen Zahnfußfestigkeit sowie der Zeitfestigkeit erzielt werden. Dies wird auf die höhere Zähigkeit des Werkstoffes durch den hinzulegierten Nickel zurückgeführt.

Im Forschungsvorhaben FVA-Nr. 8 [Bör76] wurden ebenfalls Untersuchungen zum Einfluss der Kernhärte auf die Zahnfußdauerfestigkeit anhand des Werkstoffes 16MnCr5 durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Bild 2.38 zu sehen. Dabei zeigt sich, dass eine Abhängigkeit der Zahnfußtragfähigkeit von der Kernhärte vorliegt. Im Bereich von etwa 440 HV_{0,3} bis 470 HV_{0,3} wurden die höchsten Tragfähigkeitswerte erzielt. Bei geringerer sowie höherer Kernhärte ist mit einem Abfall in der Tragfähigkeit zu rechnen.

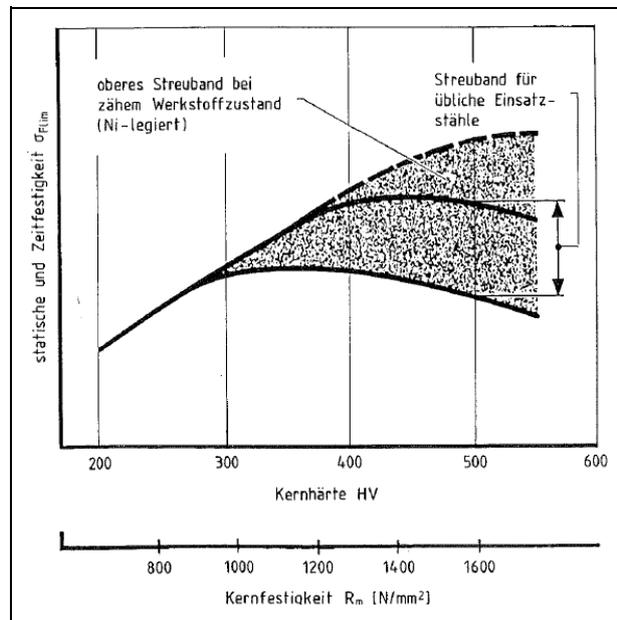


Bild 2.37: Einfluss der Kernfestigkeit auf die statische Festigkeit sowie die Zeitfestigkeit des Zahnfußes nach [Sau90]

FUNATANI [Fun70] untersuchte neben dem Einfluss der Einsatzhärtungstiefe auch den Einfluss der Kernhärte auf die Zahnfußtragfähigkeit. Dabei zeigt sich, dass für diesen Werkstoff im Bereich von 300 – 440 HV Kernhärte sich die höchste Tragfähigkeit einstellt. Bei Kernhärten von mehr als 450 HV wurde eine Minderung festgestellt. Auf Grund der geringen Datenbasis spiegeln die Ergebnisse jedoch nur Tendenzen wider

Im Rahmen eines weiteren Vorhabens AVIF-A177 / FVA-Nr. 425 [Ste06] stand der Einfluss der Kernhärte auf die Zahnfußtragfähigkeit im Fokus der Untersuchungen. Die Prüfräder wurden durch Gasaufkohlung sowie mittels Niederdruckaufkohlung und Hochdruckgasabschreckung einsatzgehärtet.

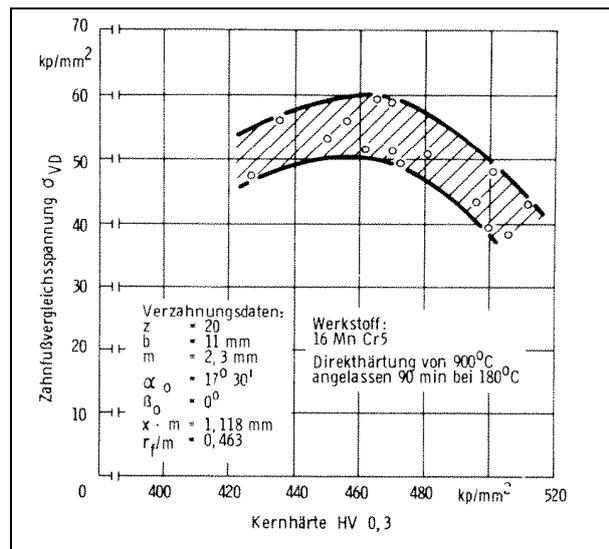


Bild 2.38: Zusammenhang zwischen der Kernhärte und Zahnfußvergleichsspannung nach dem Forschungsvorhaben FVA-Nr. 8 [Bör76]

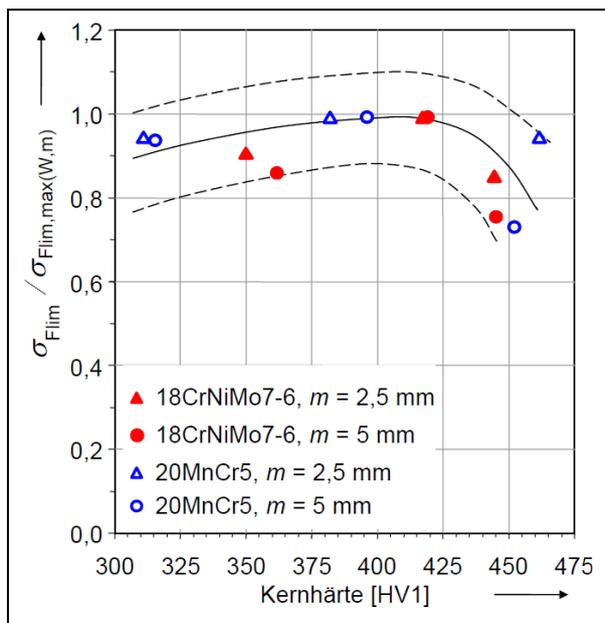


Bild 2.39: Auf die für jede Werkstoff-Baugröße-Kombination maximal erreichte Zahnfußdauerfestigkeit $\sigma_{F\lim,max(W,m)}$ bezogene Zahnfußdauerfestigkeiten und Kernhärte der ungestrahlten Prüfvarianten nach AVIF-A177 / FVA-Nr. 425 [Ste06] (WBH: Niederdruckaufkohlen und Hochdruckgasabschrecken)

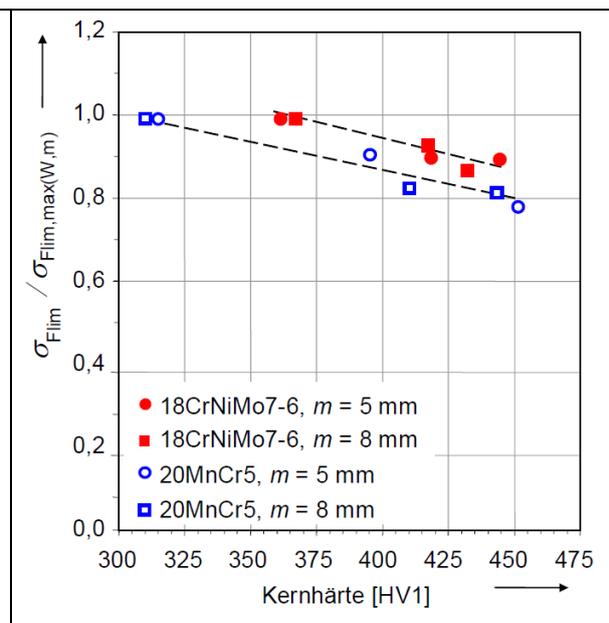


Bild 2.40: Auf die für jede Werkstoff-Baugröße-Kombination maximal erreichte Zahnfußdauerfestigkeit $\sigma_{F\lim,max(W,m)}$ bezogene Zahnfußdauerfestigkeiten und Kernhärte der reinigungsgestrahlten Prüfvarianten nach AVIF-A177 / FVA-Nr. 425 [Ste06] (WBH: Niederdruckaufkohlen und Hochdruckgasabschrecken)

In Bild 2.39 sind die Ergebnisse für die ungestrahlten Varianten dargestellt. Dabei ist eine Abhängigkeit der Zahnfußdauerfestigkeit von der Kernhärte erkennbar. Demnach gibt es einen Bereich der Kernhärte, bei der die maximale Zahnfußdauerfestigkeit erzielt werden kann. Bei Unter- oder Überschreiten dieses Bereiches nimmt die Zahnfußtragfähigkeit ab. Bild 2.40 stellt die Ergebnisse der reinigungsgestrahlten Prüfvarianten gegenüber. Auch hier zeigt sich eine Abhängigkeit der Tragfähigkeit von der Kernhärte. Diese Abhängigkeit unterscheidet sich jedoch von derjenigen für ungestrahlte Verzahnungen. In der Arbeit wird auch der Hinweis

gegeben, dass sich diese Korrelationen nicht zwangsläufig auf konventionell gasaufgekohlte und ölabgeschreckte Zahnräder übertragen lassen.

- Randkohlenstoffgehalt

Auch der Randkohlenstoffgehalt wurde in der Literatur als weitere Einflussgröße auf die Zahnradtragfähigkeit näher betrachtet. Allgemeine Angaben zum Einfluss des Randkohlenstoffgehaltes auf die Zahnflankentragfähigkeit sowie auf die Zahnfußtragfähigkeit sind in [Sau90] zu finden. Nach Bild 2.41 wirkt sich ein Kohlenstoffgehalt von mehr als 0,6 % tragfähigkeitsmindernd auf den Zahnfuß aus. Dies wird auf die Karbidbildung und/oder den erhöhten Anteil an Restaustenit zurückgeführt. Bei der Zahnflankentragfähigkeit ist hier der gegensätzliche Trend zu erkennen. Mit zunehmendem Randkohlenstoffgehalt ist eine Zunahme der Flankentragfähigkeit verbunden. Auch hier wird angemerkt, dass ab einem C-Gehalt von etwa 0,7 % mit Karbidbildung und vermehrtem Restaustenit zu rechnen ist.

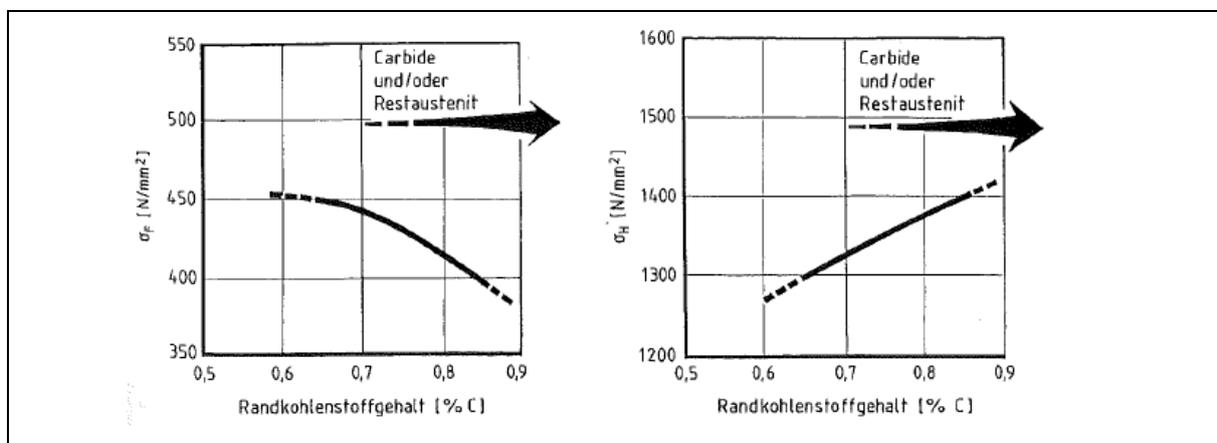


Bild 2.41: Einfluss des Randkohlenstoffgehaltes auf die Zahnflankentragfähigkeit und auf die Zahnfußtragfähigkeit aus [Sau90]

Bezüglich des Randkohlenstoffgehaltes ist in der DIN 3990-5 [DIN87b] keine Spezifikation gegeben. In der ISO 6336-5 [ISO16] sind Vorgaben in Abhängigkeit des Legierungsanteiles zu finden. Für niedrig legierte Einsatzstähle (Anteil aller Legierungselemente $\leq 1,5$ %) ist ein Randkohlenstoffgehalt im Bereich von 0,7 – 1,0 % zulässig. Dieser Bereich wird für hoch legierte Einsatzstähle (Anteil aller Legierungselemente $> 1,5$ %) auf 0,65 – 0,90 % abgesenkt und ist jeweils für die Werkstoffqualitäten MQ und ME identisch.

- Umformgrad

Nach SAUTER ET AL. [Sau90] hat der Umformgrad lediglich einen Einfluss auf die Zahnfußtragfähigkeit. Weiterhin gibt es einen engen Zusammenhang zwischen Umformgrad und Reinheitsgrad. So können schädlichere größere Einschlüsse durch entsprechende Umformung in kleinere Einschlüsse mit dem daraus resultierenden geringeren negativen Einfluss auf die Zahnfußtragfähigkeit zerteilt werden.

In FVA-Nr. 293 I+II [Ste02] ist der Einfluss des Verformungsgrades auf die Zahnfußtragfähigkeit Gegenstand der Untersuchungen. Dabei wurde schlussgefolgert, dass der Verformungsgrad einen Einfluss auf die Entstehung von Zahnfußbrüchen mit Rissausgang unterhalb der Oberfläche hat und damit auch auf den Kennwert der Zahnfußtragfähigkeit.

Die ISO 6336-5 [ISO16] fordert für Blockguss einen Mindestumformgrad von 3 und bei Strangguss einen Umformgrad ≥ 5 .

2.4 Erweiterte Ansätze zur Berechnung der (lokalen) Zahnfußtragfähigkeit

Die Berechnung der Zahnfußspannung nach den Normen DIN 3990-3 [DIN87a] / ISO 6336-3 [ISO06] erfolgt im Bereich der 30°-Tangente an die Zahnfußrundung unter Berücksichtigung der Lasteinleitung am äußeren Einzeleingriffspunkt, da bei Kraftangriff in diesem Bereich von der höchsten Spannung im Zahnfuß ausgegangen wird.

Weitergehende Einflüsse, wie z. B. der Eigenspannungszustand oder die Randoxidationstiefe, werden hierbei nicht explizit berücksichtigt. Um die Spannungen über die Werkstofftiefe zu berechnen und damit den Lastspannungstiefenverlauf zu bestimmen, sind höherwertige Berechnungsprogramme erforderlich, wie beispielsweise Finite Element Methoden (FEM). Zur Berücksichtigung von weiteren Einflussgrößen wie Eigenspannungszustand, Reinheitsgrad etc. sind erweiterte Ansätze aus der Literatur heranzuziehen.

2.4.1 Erweiterung der Normberechnung

Zur Berücksichtigung des Eigenspannungszustandes leitet WEIGAND [Wei99a] den Faktor Y_{RS} ab. Damit kann ausgehend von einer Referenzvariante der Einfluss des Eigenspannungszustandes im Zahnfuß auf die dauerhaft ertragbare Zahnfuß-Nennspannung einsatzgehärteter Zahnräder bestimmt werden.

$$Y_{RS} = \frac{\sigma_{F0\infty X}}{\sigma_{F0\infty R}} = 1 + \frac{2,24}{1 + M} \cdot M_E \frac{\sigma_{ER} - \sigma_{Ex}}{\sigma_{F0\infty R}} \quad (8)$$

Y_{RS}	–	Relativer Eigenspannungsfaktor	M_E	–	Eigenspannungsempfindlichkeit
$\sigma_{F0\infty X}$	N/mm ²	Dauerfest ertragbare Zahnfuß-Nennspannung (Variante x)	σ_{ER}	N/mm ²	Eigenspannungszustand (Referenz)
$\sigma_{F0\infty R}$	N/mm ²	Dauerfest ertragbare Zahnfuß-Nennspannung Referenzvariante	σ_{Ex}	N/mm ²	Eigenspannungszustand (Variante x)
M	–	Mittelspannungsempfindlichkeit			

2.4.2 Berechnungsmodell nach Stenico

Durch Kombination von kontinuumsmechanischen und bruchmechanischen Ansätzen entwickelt STENICO [Ste07] ein lokales Berechnungsmodell zur Ermittlung der Zahnfußtragfähigkeit. Dazu wird das Kitagawa-Diagramm herangezogen und auf die Besonderheiten bei der Verzahnung, zur Ermittlung der Zahnfußtragfähigkeit (Dauerfestigkeit), erweitert. Mit diesem Modell ist eine Berücksichtigung des Eigenspannungstiefenverlaufes auf die lokale Festigkeit in der Werkstofftiefe möglich. Dafür wird für die zu betrachtende Baugröße ein bezogener Lastspannungstiefenverlauf an der 30°-Tangente im Zahnfuß mittels FEM berechnet. Die Geometrie der Verzahnungen entspricht dabei der real vorliegenden Geometrie der Prüfräder. Dabei werden folgende Annahmen getroffen:

- Es liegt ein elastischer Lastspannungszustand vor. Für die Werkstoffparameter werden folgende Werte angesetzt: Elastizitätsmodul $E = 206000 \text{ N/mm}^2$ und Querkontraktionszahl $\nu = 0,3$. Des Weiteren besteht ein lineares Verhältnis zwischen (Pulsator-)Kraft und den auftretenden Lastspannungen.
- Es liegt ein ebener Lastspannungszustand vor. Vereinfachend erfolgt eine zweidimensionale Darstellung der Einspannung der Prüfräder im Pulsatorprüfstand.

Die Berechnung der Dauerfestigkeit erfolgt nach [Ste07] nach Formel (9).

$$\sigma_{F0\infty,50\%} = \begin{cases} 2 \cdot \frac{\sigma_W - M \cdot \sigma_{ES}(x)}{f(x) \cdot (1 + M)} & \text{für } a_0 < x < a^* \\ \frac{1}{f(x)} \cdot \left(\frac{\Delta K_{th}}{Y \cdot \sqrt{\pi \cdot x}} - M_K \cdot \sigma_{ES}(x) \right) & \text{für } a^* < x < x_0 \end{cases} \quad (9)$$

$\sigma_{F0\infty,50\%}$	N/mm ²	Dauerfest ertragbare Zahnfuß-Nennspannung	$f(x)$	–	Bezogener Lastspannungstiefenverlauf
σ_{ES}	N/mm ²	Eigenspannung	σ_W	N/mm ²	Wechselfestigkeit des Werkstoffes
Y	–	Formfaktor zur Berücksichtigung der Bauteilgeometrie	ΔK_{th}	N/mm ^{3/2}	Schwellwert der Schwingbreite der Spannungsintensität
M	–	Mittelspannungsempfindlichkeit	M_K	–	Eigenspannungsempfindlichkeit
a_0	µm	Risslänge eines ggfs. vorhandenen Anrisses	a^*	µm	Übergangsrisslänge Kurz-/Langriss
x_0	mm	Maximale Tiefe mit konstanten Werkstoffkennwerten	x	mm	Werkstofftiefe

Für die Anwendung des lokalen Berechnungsansatzes gelten nach STENICO [Ste07] folgende Angaben:

- Die Werkstoffeigenschaften der Randschicht werden bis zu einer Werkstofftiefe von $x \approx 0,2$ mm als homogen angenommen. Für die Mittelspannungsempfindlichkeit M , den Schwellwert der Schwingbreite der Spannungsintensität ΔK_{th} und die Wechselfestigkeit σ_W werden konstante Werte verwendet.
- Durch die Beanspruchung findet kein Eigenspannungsabbau statt.
- Die Rissentstehung erfolgt am Berührungspunkt der 30°-Tangente an die Zahnfußrundung, der Anriss breitet sich senkrecht dazu in die Werkstofftiefe aus.

Nach STENICO [Ste07] bzw. FVA-Nr. 311 [Kru02] gelten für den Werkstoff 18CrNoMo7-6 folgende Angaben::

- $\sigma_W = 560$ N/mm² und $M = 0,2$
- $\Delta K_{th} = 124$ N/mm^{3/2}
- $Y = 1,12$

Für die Berücksichtigung der Eigenspannungen mittels der Eigenspannungsempfindlichkeit M_K werden zwei Werte betrachtet:

- $M_K = 0,4$ in Anlehnung an [Rad07]
- $M_K = 1,0$ in Anlehnung an [Ste07]

Eine vorliegende Randoxidation der Tiefe x_{R0} fließt nach in [Ste07] als Anriss ($a_0 = x_{R0}$) in das Berechnungsmodell ein. Der Fokus liegt hierbei auf der oberflächeninduzierten Rissentstehung. Weiterhin liefert der Modellansatz auch eine Grundvorstellung zum Schadensvorgang mit Rissinitiierung unterhalb der Oberfläche.

Im Rahmen des Forschungsvorhabens FVA-Nr. 718 I [Pol18] wird die lokale Zahnfußspannung bei Biegelast an schrägverzahnten Stirnrädern näher betrachtet. Für die Berechnung der lokalen Spannungsverteilung wird eine etablierte FE-basierte Zahnkontaktanalyse (STIRAK) eingesetzt.

2.4.3 Rissausgang unterhalb der Oberfläche und VHCF-Bereich

Durch eine hohe Randhärte (z.B. durch eine Wärmebehandlung wie Einsatzhärten) und hohe Druckeigenspannungen (z.B. durch eine zusätzliche Strahlbehandlung) kann sich die Rissinitiierung von der Oberfläche an Fehlstellen im Werkstoffinneren verschieben.

BRETL [Bre10] führt eine umfangreiche Studie zur Untersuchung der Einflussfaktoren auf die Entstehung von inneren Brüchen durch. Durch Erweiterung der Modellvorstellung von STENICO [Ste07] können Brüche mit Rissausgang an und unterhalb der Oberfläche berücksichtigt werden. Damit kann eine Aussage zum möglichen Risswachstum für eine vorliegende bzw. angenommene Einschlussgröße in einer bestimmten Tiefenlage getroffen werden.

Zur Charakterisierung von Einschlüssen führt MURAKAMI [Mur02] die geometrische Kenngröße „area“ ein. Mit Hilfe dieses Parameters werden ein Spannungsintensitätsfaktor und eine Biegegeweichfestigkeit für eine Rissinitiierung unterhalb der Oberfläche berechnet.

SCHURER [Sch16] entwickelt ein theoretisches Modell zu lokalen Zahnfußtragfähigkeit unter Berücksichtigung von Einschlüssen. Dazu dienen das Modell von STENICO [STE07] sowie die Erweiterung durch BRETL [BRE10] als Basis. Weiterhin wird der Ansatz von MURAKAMI [Mur14] zur Ermittlung der Spannungsintensität am Einschluss herangezogen. Das Ergebnis ist eine lokale Werkstoffanstrengung, die das Verhältnis von Beanspruchung am Einschluss zur Beanspruchbarkeit des Materials darstellt. Für die Ermittlung der lokalen Beanspruchbarkeit wird auf die lokale Schwingfestigkeit nach MACHERAUCH UND WOHLFAHRT [Mac85] sowie der darauf aufbauenden Berechnung der Schwingfestigkeit nach RADAJ UND VORMWALD [Rad07] zurückgegriffen.

In weiteren Arbeiten werden die Rissinitiierung an inneren Fehlstellen und das Risswachstum näher beleuchtet und Modellvorstellungen abgeleitet. Dies umfasst die Arbeiten von ESHELBY [Esh57], TANAKA UND MURA [TAN82], GIANG ET AL. [GIA14], SAKAI ET AL. [Sak11], RANC ET AL. [Ran08] und DUAN ET AL. [Dua11].

Zur Abschätzung einer Überlebenswahrscheinlichkeit, der Ermüdungsfestigkeit sowie der Ermüdungslebensdauer im High Cycle Fatigue (HCF) und Very-High-Cycle-Fatigue (VHCF) liegen in der Literatur zahlreiche Modellansätze vor. Detaillierte Angaben zu den einzelnen Modellen und Berechnungsansätze sind in MELANDER ET AL. [Mel91], SUN ET AL. [SUN12], PAOLINO ET AL. [Pao17a] sowie PAOLINO ET AL. [Pao17b], LIU ET AL. [Liu09b], CHAPETTI [Cha11] und STEPHANSKIY [Ste12] zu finden.

Alle dargestellten Modellansätze berücksichtigen eine Biegebeanspruchung. Der Einfluss einer Wälzbeanspruchung und das aus dieser Beanspruchung charakteristische Schadensbild des Butterflies ist Gegenstand der Untersuchungen in den Arbeiten beispielsweise von GRABULOV ET AL. [Gra10, Gra07] sowie BRÜCKNER [Brü11].

2.5 Grundlagen der Statistik

Bei der Durchführung von (experimentellen) Untersuchungen liegt am Ende, beispielsweise einer Untersuchungsreihe, eine Vielzahl an Einzelergebnissen (Messwerten) vor. Nun gilt es diese gewonnenen Daten zu verarbeiten und zu bewerten, mit dem Ziel mögliche Zusammenhänge und Gesetzmäßigkeiten herauszustellen. Hierzu kommen meist statistische Methoden und Ansätze zum Einsatz.

Zunächst soll hierfür auf die Begriffe bzw. Kennzahlen des arithmetischen und geometrischen Mittels sowie des Medians eingegangen werden. Das arithmetische Mittel ist das am häufigsten genutzte Mittel. Es wird wie folgt bestimmt:

$$\bar{x} = \frac{1}{n} \sum_{i=0}^n x_i \quad (10)$$

\bar{x}	–	arithmetischer Mittelwert	n	–	(Gesamt-)Anzahl
x_i	–	i-ter (Mess-)Wert			

Dabei wird jeder Wert gleichgewichtet, d.h. vor allem bei kleineren Messreihen können Ausreißer bzw. Messfehler das Gesamtergebnis unter Umständen stark beeinflussen und sogar verfälschen.

Das geometrische Mittel ist nur für positive Werte (Merkmalsausprägungen) definiert. Es wird häufig bei logarithmischen Skalen eingesetzt. Die Berechnung erfolgt nach:

$$\bar{x}_g = \sqrt[n]{\prod_{i=1}^n x_i} \quad (11)$$

\bar{x}_g	–	geometrischer Mittelwert	n	–	(Gesamt-)Anzahl
x_i	–	i-ter (Mess-)Wert			

Daneben gibt es noch den Median. Der Median ist als diejenige Größe definiert, bei der 50 % der Werte kleiner und 50 % der Werte größer sind als er selbst. Damit ergibt sich eine größere Robustheit gegen Ausreißer im Vergleich zum arithmetischen Wert. Somit hat der Median teilweise eine höhere Aussagekraft im Vergleich zum arithmetischen Wert [Eck99].

Zur weiteren Charakterisierung von Mittelwerten können die Kenngrößen Varianz und Standardabweichung herangezogen werden. Es handelt sich hierbei um Streuungsmaße mit denen die durchschnittlichen Abweichungen quantifiziert werden können. Die Varianz s^2 wird wie folgt berechnet [Eck99]:

$$s^2 = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2 \quad (12)$$

s^2	–	Varianz	n	–	(Gesamt-)Anzahl
x_i	–	i-ter (Mess-)Wert	\bar{x}	–	arithmetischer Mittelwert

Die Standardabweichung s lässt sich aus der Varianz ableiten.

$$s = \sqrt{s^2} \quad (13)$$

Zur Identifizierung möglicher Zusammenhänge zwischen Einflussfaktoren und Ergebnissen können die Korrelationskoeffizienten herangezogen werden. Die Korrelationskoeffizienten r sind jedoch nur für lineare Zusammenhänge geeignet und sind ein Maß für die Stärke des

Zusammenhangs von Merkmalen. Die Berechnung erfolgt durch Vergleich der Standardabweichungen s:

$$r = \frac{s_{xy}}{s_x \cdot s_y} \quad (14)$$

r	–	Korrelationskoeffizient	s_{xy}	–	Kovarianz von x und y
s_x	–	Standardabweichung der Größe x	s_y	–	Standardabweichung der Größe y

Dabei nehmen die Korrelationskoeffizienten Werte im Bereich [-1; 1] an. Bei $r = 1$ bzw. $r = -1$ liegt nur ein linearer Zusammenhang vor, bei nichtlinearen Zusammenhängen wird nur der lineare Anteil erfasst. Eine Einteilung der Stärke der Korrelation wird von [Eck99] vorgenommen:

- $|r| \geq 0,8$: starke Korrelation
- $0 \leq |r| \leq 0,3$: schwache Korrelation

[Koh05] legen hierfür etwas andere Grenzen fest:

- $0 \leq |r| < 0,5$: schwache Korrelation
- $0,5 \leq |r| < 0,8$: mittlere Korrelation
- $0,8 \leq |r| \leq 1$: starke Korrelation

Viele Zusammenhänge bzw. Trends folgen linearen Gesetzmäßigkeiten bzw. können durch lineare Zusammenhänge sichtbar gemacht werden. Nachdem z. B. mittels Korrelationskoeffizienten diejenigen Merkmale mit einem linearen Zusammenhang identifiziert wurden, gilt es diesen linearen Zusammenhang auch zu quantifizieren. Dies kann mittels linearer Regressionsanalyse durchgeführt werden. Die allgemeine Regressionsfunktion hat die Form $\hat{y} = f(x)$. Den einfachsten Fall stellt der lineare Zusammenhang mit einer unabhängigen Variablen dar und beschreibt eine Regressionsgerade.

$$\hat{y} = a + b \cdot x \quad (15)$$

\hat{y}	–	Regressionsfunktion	a	–	Konstante
b	–	Proportionalitätsfaktor	x	–	unabhängige Variable

Das so erhaltene Modell (\hat{y}) stellt immer eine Abstraktion der Realität (y) dar, es treten somit stets Fehler bzw. Abweichungen auf. Diese nicht-systematischen Fehler werden mit dem Begriff Residuen u bezeichnet:

$$u_i = y_i - \hat{y}_i \quad (16)$$

u_i	–	i-te Abweichung	\hat{y}_i	–	i-te Regressionsfunktion
y_i	–	i-ter (Mess-)Wert			

Zur Bestimmung der Koeffizienten a und b wird die Methode der kleinsten Quadrate herangezogen. Dabei wird an die gerade eingeführten Residuen die Forderung gestellt, dass diese ein Minimum einnehmen.

$$\sum_{i=1}^n u_i^2 = \sum_{i=1}^n (y_i - \hat{y}_i)^2 \rightarrow \text{Min} \quad (17)$$

u_i	–	i-te Abweichung	\hat{y}_i	–	i-te Regressionsfunktion
y_i	–	i-ter Messwert			

Die Gültigkeit des Regressionsmodells liegt immer nur innerhalb des Stützstellenbereiches, eine Extrapolation ist somit nicht möglich. Zur Beurteilung des so erhaltenen Regressionsmodells dient das Bestimmtheitsmaß R^2 . Dazu werden die Residuen analysiert.

$$R^2 = \frac{\sum_{i=1}^n (y_i - \hat{y}_i)^2}{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y}_i)^2} \quad (18)$$

R^2	–	Bestimmtheitsmaß	n	–	(Gesamt-)Anzahl
\hat{y}_i	–	i-te Regressionsfunktion	y_i	–	i-ter Messwert

Das Bestimmtheitsmaß R^2 nimmt hierbei Werte von $0 \leq R^2 \leq 1$ an. Je größer der Wert von R^2 , desto besser ist die Approximation. Im Falle von $R^2 = 1$ liegen keine Abweichungen mehr zwischen den Messwerten und dem Modell vor. Sollte das Modell mit nur einer unabhängigen Variablen kein zufriedenstellendes Ergebnis liefern, wird der Übergang zur multiplen Regression empfohlen.

2.6 Fazit zum Stand des Wissens

Wie der Stand des Wissens aufzeigt, wurde bisher eine Vielzahl an Untersuchungen zur Identifizierung von Einflussgrößen auf die Zahnradtragfähigkeit, und hier im Speziellen auf die Zahnfußtragfähigkeit, durchgeführt. Darauf aufbauend wurde bereits deren Einfluss auf die Tragfähigkeit zum Teil näher beleuchtet und quantifiziert.

Für die Einsatzhärtungstiefe (CHD) hat sich gezeigt, dass eine CHD im Zahnfuß von $0,1 \dots 0,2 \cdot m_n$ zur Erzielung der höchsten Zahnfußdauerfestigkeitswerte führt. Bei einer Abweichung von diesem Bereich ist mit einer Minderung in der Zahnfußdauerfestigkeit zu rechnen. Basis dieser Untersuchungen stellen Werkstoffe mit geringer und mittlerer Härte dar. Weiterhin hat auch die Baugröße einen Einfluss auf die Zahnfußtragfähigkeit. Eine zunehmende Baugröße führt zu einer Abnahme in der Tragfähigkeit, wobei diese Abnahme auch vom Werkstoff und damit von der Härte abhängig ist. In den einschlägigen Normen wird hier jedoch keine Unterscheidung hinsichtlich der Härte vorgenommen. Weiterhin ist zu beachten, dass diese Untersuchungen bei einer optimalen CHD im Zahnfuß von $0,1 \dots 0,2 \cdot m_n$ durchgeführt wurden. Eine Beeinflussung von Werkstoffeigenschaften und auch der aus der Wärmebehandlung resultierenden Ergebnisse durch die Härte zeigt sich ebenfalls. Durch eine Strahlbehandlung kann die Zahnradtragfähigkeit gesteigert werden. Die Steigerung der

Tragfähigkeit ist dabei unter anderem von den Strahlparametern abhängig. Damit kann beispielsweise auch dem tragfähigkeitsmindernden Einfluss der Randoxidation (die beim Gasauflauf tritt) entgegengewirkt werden. Zu beachten ist dabei jedoch, dass sich vor allem bei kugelgestrahlten Verzahnungen der Schadensausgangsort von der Oberfläche in die Werkstofftiefe verlagern kann. Der so ermittelte Einfluss der unterschiedlichen Einflussfaktoren wurde – sofern möglich – quantifiziert und fand Eingang in bestehende Berechnungsvorschriften. Dies erfolgt zum einen mittels eines Faktors, um den die Normrechnung erweitert wird, zum anderen im Aufbau und der Erweiterung von lokalen Berechnungsansätzen.

Bei der Auslegung von Verzahnungen sind eine Reihe von unterschiedlichen Zahnradschäden (Zahnflanke und Zahnfuß) zu berücksichtigen. Diese haben oftmals konträre Anforderungen und beeinflussen sich gegenseitig. So kann beispielsweise eine Erhöhung der CHD an der Zahnflanke zur Minderung des Schadensrisikos für die Schadensart Flankenbruch erforderlich sein. Weiterhin sind Verzüge durch das Einsatzhärten zu berücksichtigen. Hier kann es ebenfalls zu einer notwendigen höheren CHD kommen, um nach der Hartfeinbearbeitung weiterhin die geforderte CHD zu erreichen. Damit ist zwangsläufig auch immer eine Erhöhung der CHD im Zahnfuß verbunden, welche eine Minderung der Zahnfußtragfähigkeit zur Folge haben kann.

Zusammenfassend ist bei einer Erhöhung der CHD und einer zunehmenden Baugröße rein rechnerisch nach den bisherigen Ergebnissen mit einer relativ starken Minderung hinsichtlich der Zahnfußtragfähigkeit zu rechnen. Die Untersuchungen zum Einfluss der CHD und der Baugröße wurden jedoch getrennt voneinander an Werkstoffen unterschiedlicher Härte durchgeföhrt. Auch in den einschlägigen Normen werden hierzu kaum bzw. nur geringe Vorgaben getätigt. Bei der Verwendung von Werkstoffen höherer Härte ist der Einfluss einer erhöhten CHD, insbesondere auch in Kombination mit einer größeren Baugröße, auf die Zahnfußtragfähigkeit bisher noch nicht systematisch untersucht worden. Somit können hier noch bisher ungenutzte Tragfähigkeitspotentiale vorliegen.

3 Problemstellung, Zielsetzung, Lösungsweg und Versuchsprogramm

3.1 Problemstellung und Zielsetzung

Eine erhöhte CHD im Zahnfuß führt, wie im Stand des Wissens dargelegt, zu einer Minderung der Zahnfußdauerfestigkeit. Die quantitative Erfassung dieser Minderung bei Überschreiten des optimalen CHD-Bereiches im Zahnfuß wurde anhand von Untersuchungen an Werkstoffen mit geringer bzw. mittlerer Härtebarkeit ermittelt. Auch für Werkstoffe höherer Härtebarkeit, wie beispielsweise dem Werkstoff 18CrNiMo7-6, wird bislang dieser Empfehlung gefolgt. In diesem Zusammenhang kann eine Erhöhung der Baugröße zu einer weiteren Minderung der Zahnfußdauerfestigkeit führen.

Aus der industriellen Praxis und Erfahrung treten diese Effekte jedoch nicht in dem Maße auf, wie die derzeitige Empfehlung dies ergeben würde. Somit ergibt sich die Fragestellung, ob diese Effekte auch bei Verzahnungen aus Werkstoffen höherer Härtebarkeit auftreten und damit zu einer vergleichbaren Minderung in der Zahnfußdauerfestigkeit wie bei Verzahnungen aus Werkstoffen geringer Härtebarkeit führen. Als Resultat können dann entweder die bisherigen Gesetzmäßigkeiten auch für Werkstoffe höherer Härtebarkeit verifiziert werden oder sogar bisher ungenutzte Tragfähigkeitspotentiale bei Werkstoffen höherer Härtebarkeit aufgezeigt werden.

Für Werkstoffe höherer Härtebarkeit und auch in Kombination mit der für diese Werkstoffe gängigen größeren Baugröße ist der Einfluss einer erhöhten Einsatzhärtungstiefe auf die Zahnfußtragfähigkeit zudem derzeit nur unzureichend bekannt bzw. statistisch abgesichert.

Zur Schließung dieser Wissenslücke leitet sich die Zielsetzung dieser Arbeit ab. Ziel der Untersuchungen ist es, Einflussgrößen auf die Zahnfußtragfähigkeit von Verzahnungen aus Werkstoffen höherer Härtebarkeit, vor allem unter Einbezug größerer Baugrößen, mit einer erhöhten Einsatzhärtungstiefe systematisch herauszuarbeiten und zu quantifizieren. Zur Klärung der hier untersuchten Fragestellung sind weitergehende Untersuchungen zur Zahnfußtragfähigkeit mittels Pulsatorversuchen erforderlich.

Die zu untersuchenden Einflussfaktoren umfassen hierbei:

- Einfluss der Härtebarkeit auf die Zahnfußtragfähigkeit
- Einfluss der Einsatzhärtungstiefe (CHD) auf die Zahnfußtragfähigkeit
- Einfluss der Baugröße auf die Zahnfußtragfähigkeit
- Einfluss der Kombination aus erhöhter CHD und größerer Baugröße auf die Zahnfußtragfähigkeit
- Korrelation Gefügestand – Werkstoff bzw. Wärmebehandlung

Die ermittelten Ergebnisse werden mit dem Stand des Wissens verglichen. In diesem Zuge werden ferner bestehende Berechnungsmethoden zur Zahnfußtragfähigkeit überprüft und ggf. für die Anwendung von Werkstoffen höherer Härtebarkeit erweitert bzw. modifiziert.

Zusätzlich werden weitergehende Zusammenhänge von weiteren Kenngrößen und Gefügeständen wie Randoxidation, Eigenspannungszustand und Werkstoff zur sicheren Auslegung von einsatzgehärteten Verzahnungen hinsichtlich Zahnfußbruch herausgearbeitet. Als schlussendliches Resultat dieser Arbeit wird somit ein Beitrag zur Vermeidung von

Getriebebeschäden geleistet und gleichzeitig kann dadurch in der industriellen Praxis die Überdimensionierung von Getrieben vermieden werden.

3.2 Lösungsweg und Versuchsprogramm

Der im Rahmen dieser Arbeit eingeschlagene Lösungsweg gliedert sich in theoretische sowie experimentelle Arbeiten. Im Zuge der theoretischen Arbeiten wird der Stand des Wissens umfassend analysiert. Dies umfasst Vorgaben aus (inter-)nationalen Normen, Berechnungsmethoden sowie Angaben zur Zahnfußtragfähigkeit. Dabei liegt der Fokus auf folgenden Einflussgrößen auf die Zahnfußtragfähigkeit (siehe Kapitel 2):

- Haupteinflussgrößen:
 - Einsatzhärtungstiefe
 - Härbarkeit des Werkstoffes
 - Baugröße
- Nebeneinflussgrößen wie Randoxidation, Korngröße etc.

Daneben sind umfangreiche experimentelle Untersuchungen vorgesehen, die in weitere Arbeitspakete unterteilt sind, wie in Tabelle 3.1 dargestellt.

Tabelle 3.1: Übersicht über die Arbeitspakete der experimentellen Untersuchungen

AP1: Werkstoffbeschaffung, Grundwerkstoffcharakterisierung und Prüfradfertigung Charakterisierung Grundwerkstoff Definition Prüfradgeometrie	Weichbearbeitung Prüfräder
AP2: Wärmebehandlung Vorversuche zur Wärmebehandlung Wärmebehandlung der Prüfräder	
AP3: Charakterisierung Prüfräder Charakterisierung WBH-Zustand (Gefüge, Randoxidation...) Bestimmung der Einsatzhärtungstiefe	
AP4: Ermittlung Zahnfußtragfähigkeit Haupteinflussgrößen: Einsatzhärtungstiefe, Baugröße und Werkstoff Weitere Einflussgrößen	Versuchsprogramm
AP5: Auswertung und Einordnung in den Stand des Wissens Statistische Auswertung Überprüfung bestehender Berechnungsmethoden	Einordnung der Ergebnisse in ISO 6336-5 Ableitung eines Gültigkeitsbereiches
AP6: Überprüfung lokales Berechnungsmodell und Fazit Überprüfung der Anwendbarkeit des lokalen Berechnungsmodells nach Stenico Ableitung von Empfehlungen für die praktische Anwendung	

Auf die einzelnen Arbeitspakete (AP) der experimentellen Untersuchungen wird nachfolgend detaillierter eingegangen.

Arbeitspaket 1 (AP1):

Zur Erweiterung der bisher durchgeführten Versuchsumfänge werden vier Werkstoffe mit höherer Härbarkeit eingesetzt. Dabei handelt es sich um folgende Einsatzstähle:

- 26MnCrNiMo6-5-4
- 18CrNiMo7-6+HH (Werkstoff 1.6587)
- 18CrNiMo7-6+HL (Werkstoff 1.6587)
- 17NiCrMo6-4 (Werkstoff 1.6566)

Der Werkstoff 26MnCrNiMo6-5-4 stellt hierbei eine Werkstoffentwicklung höchster Härte dar, der vor allem Anwendung im Großtriebbereich findet. Der Werkstoff 18CrNiMo7-6 stellt einen häufig für Großtriebe eingesetzten Werkstoff dar. Im Rahmen der Untersuchungen wird dieser Werkstoff mit zwei eingegengten Härtebands (aus dem oberen +HH sowie aus dem unteren +HL Härteband) verwendet. Als vierter Werkstoff wird der Werkstoff 17NiCrMo6-4 untersucht, der teilweise in der industriellen Praxis als kostengünstigere Alternative zum Werkstoff 18CrNiMo7-6 herangezogen wird. Es handelt sich um den Werkstoff mit der geringsten Härte aller hier untersuchten Werkstoffe.

Zur Sicherstellung ausreichender Unterschiede in der Härte, wurden für die Jominy-Kurven die in Tabelle 3.2 angegebenen Härtebande vorgegeben. Der Werkstoff 26MnCrNiMo6-5-4 ist nicht genormt, sodass hier auf Angaben des Herstellers zurückgegriffen wurde. Bei den anderen Werkstoffen wurde der Mittelwert aus minimaler und maximaler zulässiger Härte nach DIN 10084 [DIN08] bzw. ISO 683 [DIN19] herangezogen. Zur Vergleichbarkeit sind auch Härtebande für die Werkstoffe 16MnCr5 und 20MnCr5 ergänzt. Bei den Werkstoffen 17NiCrMo6-4, 20MnCr5 und 16MnCr5 wurden die Härtebande für das +H-Streuband (normale Härtebandanforderung) angegeben.

Tabelle 3.2: Charakteristische Härtebande aus dem Stirnabschreckversuch in einer Tiefe von 11 mm (*Herstellerangabe; ** Mittelwert aus minimaler und maximaler zulässiger Härte nach DIN 10084 [DIN08] bzw. ISO 683-3 [DIN19])

Werkstoff	Härte in HRC
26MnCrNiMo6-5-4*	51
18CrNiMo7-6+HH**	44
18CrNiMo7-6+HL**	40
17NiCrMo6-4+H**	36
20MnCr5+H**	35
16MnCr5+H**	29

Die Prüfzahnradpaare umfassen drei unterschiedliche Zahnradpaare (Modul $m_n = 5$ mm, 8 mm und 12 mm). Die Referenzvariante stellt hierbei die Zahnradpaare Modul 5 mm dar, um einen Anschluss an Normangaben nach DIN 3990 [DIN87b] und ISO 6336 [ISO16] sowie frühere Untersuchungen (wie FVA-Nr. 8 [Bör76] und FVA-Nr. 271 [Tob01b]) herzustellen. Zur Überprüfung des Einflusses größerer Zahnradpaare werden die Zahnradpaare der Zahnradpaare Modul 8 mm und 12 mm verwendet. Die Hauptdaten der Prüfzahnradpaare sind in Tabelle 3.3 zusammengestellt. Alle Zahnradpaare weisen einen Normaleingriffswinkel von 20° auf und werden als Geradzahnrad ausgeführt. Die Prüfzahnradpaare der Zahnradpaare Modul 8 mm und 12 mm wurden derart ausgelegt, dass beide Zahnradpaare aus dem gleichen Rohrteildurchmesser gefertigt werden können.

Tabelle 3.3: Hauptdaten der Prüfzahnradpaare

Die Bestimmung der chemischen Zusammensetzung ist in Kapitel 4.1.1 beschrieben. Die Ergebnisse der Charakterisierung der Grundwerkstoffe sind in Kapitel 5.1 zusammengestellt.

Benennung	Zeichen	Einheit	Zahnradpaare		
			1	2	3
Modul	m_n	mm	5	8	12
Zahnradpaare	z	--	24	38	25
Normaleingriffswinkel	α_n	$^\circ$	20	20	20
Schrägungswinkel	β	$^\circ$	0	0	0
Zahnradpaare	b	mm	30	30	30
Kopfkreisdurchmesser	d_a	mm	133,6	327,8	335,5

Arbeitspaket 2 (AP2):

Alle Prüfräder werden mittels Gasaufkohlen und Ölabschrecken im Direkthärtungsverfahren einsatzgehärtet und im Anschluss daran angelassen. Der Wärmebehandlungsprozess ist in Bild 3.1 schematisch dargestellt. Für alle Varianten beträgt die Aufkohlungstemperatur 930 °C und wird auf eine Härtetemperatur von 840 °C vor dem Abschrecken abgesenkt. Die Aufkohlung erfolgt dabei mittels einer 2-stufigen Kohlenstoffpegel-Führung (C-Pegel) mit 1,1 % C bzw. 0,7 % C. Das Abschrecken der Prüfräder erfolgt im Ölbad mit einer Haltezeitdauer von 3 h. Daran schließt sich das Anlassen bei 200 °C an.

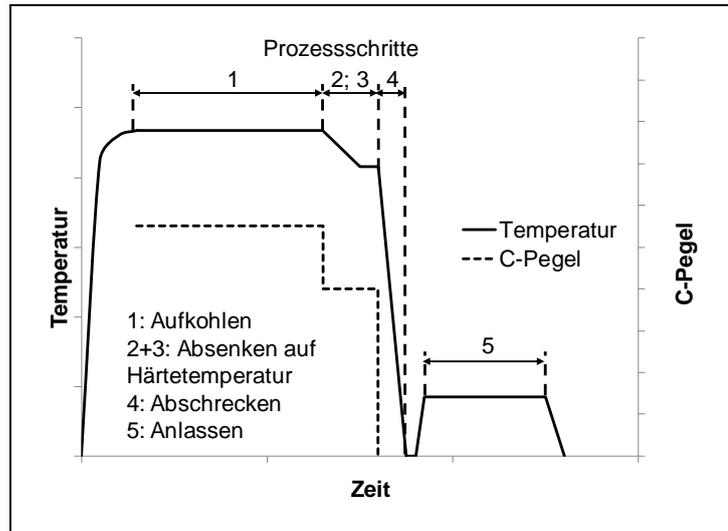


Bild 3.1: Schematische Darstellung des Wärmebehandlungsprozesses (Direkthärten)

Zur Ermittlung der Parameter zur Erzielung der geforderten CHD im Zahnfuß sind umfangreiche Voruntersuchungen vorgesehen. Bei den Prüfrädern selbst ist ein Kompromiss zwischen sich tatsächlich im Einsatz befindlichen Zahnradbreiten und den Rahmenbedingungen einer Prüfung mit einer im Vergleich reduzierten Zahnradbreite hinsichtlich Zahnfußtragfähigkeit zu schaffen. Dazu werden die Prüfräder einer Variante im Stapel wärmebehandelt. Hierfür sind die Prüfräder derart ausgeführt, dass die Verzahnungsbreite und die Breite des Radkörpers identisch sind. Damit wird gewährleistet, dass die Stirnseiten der Prüfräder direkt aufeinander liegen und somit ein Prüfrad mit größerer Verzahnungsbreite simuliert wird (siehe Bild 3.2). Somit ergeben sich je nach Versuchsbelegung (siehe AP4) zwei unterschiedliche Stapelhöhen. Bei 4 Prüfrädern mit je 30 mm Zahnbreite insgesamt 120 mm für eine Teilbelegung und für eine Vollbelegung mit 6 Prüfrädern insgesamt eine Stapelhöhe von 180 mm. Nach der Wärmebehandlung wurden alle Prüfräder, wie in industriellen Fertigungsprozessen praxisüblich, reinigungsgestrahlt. Für das Reinigungsstrahlen wurden die Prüfräder vereinzelt und in der gleichen Anlage mittels Schleuderradverfahren gestrahlt. Angaben zum Prozess des Reinigungsstrahlens sind in Tabelle 3.4 zusammengestellt.

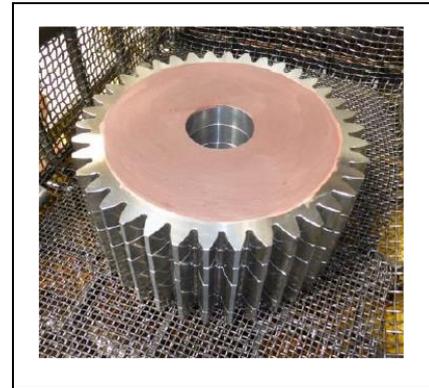


Bild 3.2: Wärmebehandlung der Prüfräder im Stapel

Die Ergebnisse zu den Vorversuchen der Wärmebehandlung sind in

Tabelle 3.4: Strahlparameter des Reinigungsstrahlens (Herstellerangaben)

Strahlbereich	Zahnfußbereich
Strahlmittel	Stahlkugel 1,0 – 1,6 mm 45 HRC Härte
Abwurfgeschwindigkeit	54 m/s
Strahlzeit	10 min je Seite

Kapitel 5.2 zu finden. Die Überprüfung der Prüfräder erfolgt im AP3 und wird nachfolgend beschrieben.

Arbeitspaket 3 (AP3):

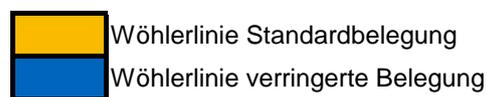
In diesem Arbeitspaket ist eine Charakterisierung der Prüfräder nach der Wärmebehandlung durchzuführen. Dies umfasst unter anderem die Bestimmung der Einsatzhärtungstiefe, eine Beurteilung des Gefügestandes, Eigenspannungs- sowie Restaustenitmessungen und die Ermittlung der Korngröße. Die verwendeten Versuchseinrichtungen sowie die Versuchsdurchführung sind in Kapitel 4.1.2 bis 4.1.5 beschrieben. Die Ergebnisse werden in Kapitel 5.3 aufgezeigt.

Arbeitspaket 4 (AP4):

Nachfolgend wird das Versuchsprogramm für die Haupteinflussgrößen (CHD, Baugröße und Werkstoff) vorgestellt (siehe Tabelle 3.5). Bei den angegebenen Einsatzhärtungstiefen ($CHD_{Fu\beta}$) handelt es sich um die Soll-Vorgaben. Dabei wird für alle vier Werkstoffvarianten für alle drei Baugrößen je eine Referenzvariante mit einer Soll- $CHD_{Fu\beta}$ von $0,15 \cdot m_n$ geprüft. Mit den Varianten der Baugröße Modul 5 mm erfolgt eine direkte Anbindung an den Stand des Wissens. Die größeren Baugrößen dienen zur Überprüfung des Baugrößeneinflusses. Bei den Baugrößen Modul 8 mm und 12 mm wird je Werkstoff das Versuchsprogramm auf eine Variante mit erhöhter $CHD_{Fu\beta}$ von $0,30 \cdot m_n$ erweitert. Den Hauptwerkstoff in den hier durchgeführten Untersuchungen stellt der Werkstoff 18CrNiMo7-6+HH dar. Für diesen Werkstoff sind für alle drei Baugrößen zusätzliche Varianten vorgesehen.

Tabelle 3.5: Versuchsprogramm zum Einfluss von Einsatzhärtungstiefe, Härtebarkeit bzw. Werkstoff sowie Baugröße auf die Zahnfußtragfähigkeit

Werkstoff	$m_n = 5 \text{ mm}$			$m_n = 8 \text{ mm}$				$m_n = 12 \text{ mm}$		
	bezogene Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß $CHD_{Fu\beta}$									
	$0,15 \cdot m_n$	$0,25 \cdot m_n$	$0,30 \cdot m_n$	$0,15 \cdot m_n$	$0,25 \cdot m_n$	$0,30 \cdot m_n$	$0,40 \cdot m_n$	$0,15 \cdot m_n$	$0,25 \cdot m_n$	$0,30 \cdot m_n$
26MnCrNiMo6-5-4	Standard			Standard		Standard		Standard		Standard
18CrNiMo7-6+HH	Standard	Standard	Standard		Standard	Standard	Standard	Standard	Standard	Standard
18CrNiMo7-6+HL	Standard			Standard		Standard		Standard		Standard
17NiCrMo6-4	Standard			Standard		Standard		Standard		Standard



Die Versuchsbelegung für eine Standard-Wöhlerlinie (kurz: Wöhlerlinie) sowie für eine Wöhlerlinie mit verringerter Belegung (Teil-Wöhlerlinie) wird in Kapitel 4.3 beschrieben. Die Ergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit sind in Kapitel 6 zu finden.

Arbeitspaket 5 (AP5):

Die ermittelten Ergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit werden statistisch ausgewertet, um die relevanten Einflussgrößen herauszufiltern. Weiterhin werden die Ergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit verwendet, um bestehende Berechnungsmethoden für Werkstoffe höherer

Härtbarkeit zu verifizieren. Dafür werden Einflussfaktoren in der Berechnung wie der Baugrößenfaktor Y_x oder der Einflussfaktor zur Einsatzhärtungstiefe (CHD) Y_{CHD} überprüft und ggf. erweitert. Zusätzlich werden experimentell abgesicherte Tragfähigkeitskennwerte zur Zahnfußtragfähigkeit für Werkstoffe höherer Härbarkeit und auch größerer Baugröße sowie im Zusammenhang mit erhöhter CHD im Zahnfuß ermittelt. Abschließend werden die neuen Erkenntnisse in den Stand des Wissens eingeordnet (siehe Kapitel 7 bis 9).

Arbeitspaket 6 (AP6):

Im letzten Arbeitspaket wird die Anwendbarkeit des lokalen Berechnungsansatzes nach STE-NICO [Ste07] auf die hier ermittelten Ergebnisse geprüft. Dies ist im Kapitel 10 dargestellt.

Weiterhin werden Empfehlungen für die praktische Anwendung abgeleitet werden (siehe Kapitel 11).

4 Versuchseinrichtungen, Versuchsdurchführung und Auswerteverfahren

4.1 Messeinrichtungen und -verfahren zur Dokumentation der Prüfräder

Zur Charakterisierung des tatsächlich vorliegenden Werkstoff- und Wärmebehandlungszustandes finden umfangreiche Untersuchungen an den Prüfrädern statt. Auf die unterschiedlichen Messeinrichtungen sowie Messverfahren wird im Folgenden näher eingegangen.

4.1.1 Chemische Analyse

Zur Charakterisierung der Grundwerkstoffe erfolgte für jede Werkstoffvariante bzw. Werkstoffcharge eine Ermittlung der vorliegenden chemischen Zusammensetzung an exemplarischen Prüfrädern. Die Messungen wurden im Kernmaterial der Prüfräder durchgeführt (siehe Bild 4.1), um Einflüsse aus der Wärmebehandlung auszuschließen. Dafür kommt eine optische Emissionsspektroskopie (S-OES Gerät: Spektrometer 3460 von der Fa. ARL – Applied re-search laboratories) zum Einsatz. Vor der Messung ist eine plane und saubere Oberfläche herzustellen, wobei ein geeignetes Schleifmittel Verwendung findet. An der so vorbereiteten Oberfläche werden je Variante mindestens drei Messungen durchgeführt, ausgegeben wird jeweils der Mittelwert mit der zugehörigen Standardabweichung.

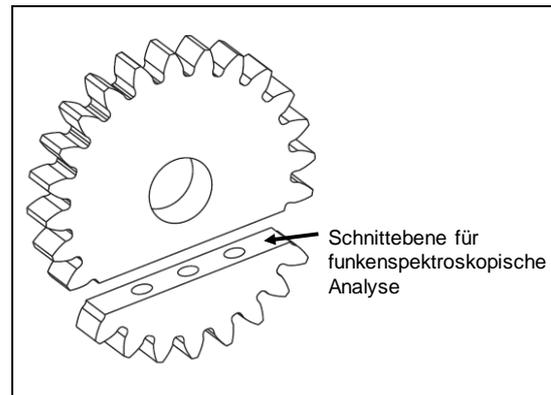


Bild 4.1: Funkensepektrometrische Analyse, Messpunkte (schematische Darstellung)

4.1.2 Bestimmung der Härtetiefenverläufe und Einsatzhärtungstiefe (CHD)

Die Härtetiefenverläufe werden am Stirnschliff senkrecht zur Bauteiloberfläche im Bereich der 30°-Tangente an die Zahnfußrundung sowie im Bereich des Wälzkreises senkrecht zur Zahnflankenoberfläche ermittelt (siehe Bild 4.2). Je Prüfvariante werden an zwei ungeprüften Zähnen jeweils an beiden Zahnflanken- als auch Zahnfußseiten Härtemessungen durchgeführt. Die Bestimmung der CHD-Werte erfolgt bei einer Grenzhärte von 550 HV sowie zusätzlich bei einer Grenzhärte von 610 HV. Jeder Härtetiefenverlauf wird einzeln ausgewertet und anschließend der Mittelwert der CHD für Zahnflanke und Zahnfuß ausgegeben.

Die Kernhärte wird, wie in Bild 4.2 dargestellt, im Bereich der Schnittpunkte der beiden senkrechten Geraden zu den 30°-Tangenten an den Berührungspunkten der Zahnfußrundung bestimmt. Je Prüfvarianten werden an 2 ungeprüften Zähnen jeweils fünf Einzelmessungen durchgeführt, ausgegeben wird je Variante der Mittelwert der Kernhärte. Die Bestimmung der Kernhärte (HV10) sowie des Härtetiefenverlaufes (HV1) werden gemäß dem Vickers-Verfahren nach DIN EN ISO 6507 [DIN98b] durchgeführt.

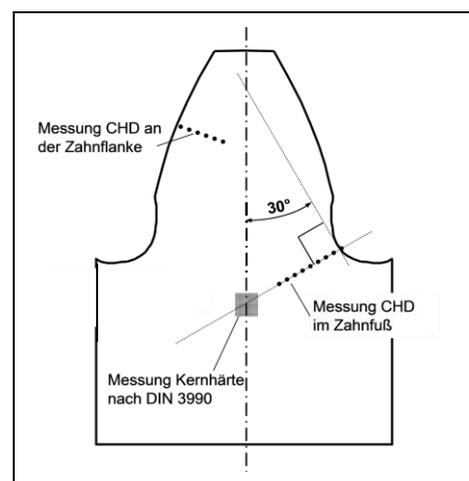


Bild 4.2: Schematische Darstellung der Messung der Härtetiefenverläufe, Einsatzhärtungstiefe (CHD_{550HV}) und der Kernhärte

4.1.3 Gefügezustand

Die Begutachtung sowie Dokumentation der Mikrostruktur der Einsatzhärtungsschicht und des Kernes erfolgen optisch mittels metallographischer Schlitte.

- Charakterisierung der Randoxidation

Die Beurteilung der Ausprägung der Randoxidation sowie die Ermittlung der Randoxidationstiefe (ROX) erfolgen anhand polierter und ungeätzter Schliffbilder. Die Randoxidationstiefe entspricht nach diesem Vorgehen (siehe Bild 4.3) dem Abstand von der Oberfläche bis zum Ende der oxidationsbedingten Abzeichnungen der Korngrenzen. Die Bestimmung der Randoxidationstiefe im Zahnfuß erfolgt jeweils an drei Stellen je Zahnfußseite. Abweichend von der Bestimmung der ROX nach DIN 30901 [DIN16], wird in der hier vorliegenden Arbeit die maximale ROX ermittelt. Diese Werte werden separat ausgewiesen und fließen auch in die Auswertung ein.

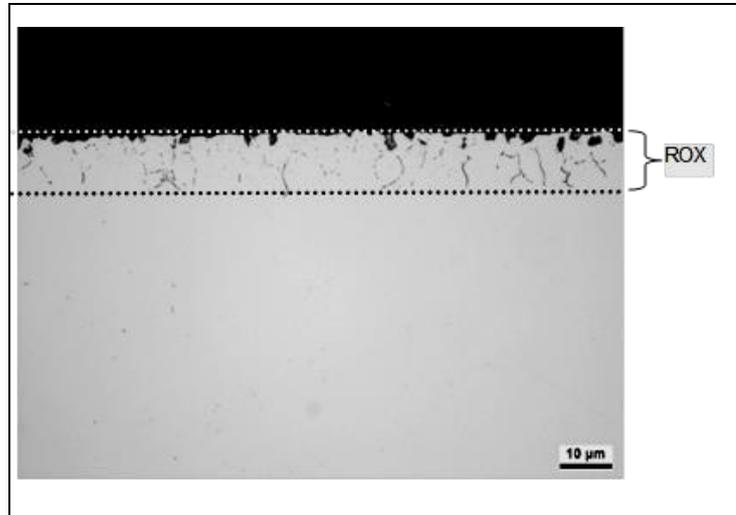


Bild 4.3: Exemplarische Darstellung eines ungeätzten Schliffbildes zur Charakterisierung und Bestimmung der Randoxidation

- Metallographische Dokumentation von Randschicht- und Kerngefügezustand

Nach der Bestimmung der Randoxidation sowie dem Erhalt eines Eindruckes hinsichtlich des Auftretens und der Verteilung von nicht-metallischen Einschlüssen werden die polierten Schlitte geätzt.

Dabei kommt eine alkoholische HNO_3 -Lösung zum Einsatz, um die einzelnen Gefügebestandteile sowie deren Verteilung sichtbar zu machen. In Bild 4.4 ist exemplarisch ein geätzter Schliff eines Randgefüges eines einsetzgehärteten Zahnrades dargestellt. Das Schliffbild ist rechts oben durch die dunkle Einbettmasse und einem kleinen Spalt hin zur Werkstoffoberfläche gekennzeichnet. Das Gefüge der Einsatzhärtungsschicht umfasst verschiedene Bereiche. An der Oberfläche befindet sich der nicht-martensitische Saum. Dieser ist durch die Randoxidation und der damit verbundenen Abnahme an Legierungselementen bedingt und weist andere Eigenschaften im Vergleich zum darunter liegenden Gefüge auf. Die Randoxidation ist im geätzten Schliff

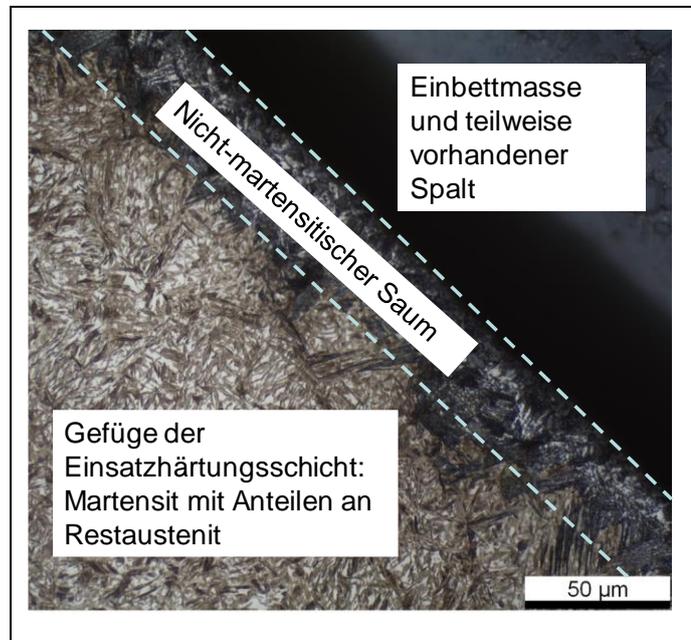


Bild 4.4: Exemplarische Darstellung eines geätzten Schliffbildes zur Charakterisierung des Gefügezustandes (gasaufgekocht)

in der Regel nur schwer erkennbar. Darunter ist die Einsatzhärtungsschicht zu erkennen, welche sich vorwiegend aus Martensit mit Anteilen an Restaustenit zusammensetzt. Der Martensit ist durch die dunkle grau-braune Farbgebung mit der nadeligen Struktur charakterisiert. Die hellen Bereiche dazwischen stellen – sofern keine Struktur erkennbar ist – den Restaustenit dar. Eine optische Bestimmung bzw. Abschätzung der einzelnen Gefügeanteile ist nicht trivial, da sich gewisse Martensitformen nur schlecht anätzen lassen und der Martensit in unterschiedlichen Ebenen geschnitten wird. Eine vergleichende Bewertung ist jedoch gut möglich.

4.1.4 Eigenspannungen und Restaustenitgehalt

Durch das Einsatzhärten (bzw. eine Wärmebehandlung allgemein) wird der Eigenspannungszustand durch die verschiedenen Gefügeanteile und deren spezifische Volumina beeinflusst. Eine sich an die Wärmebehandlung anschließende Strahlbehandlung führt zu einer weiteren Veränderung des Eigenspannungszustandes (vor allem oberflächennah) und wirkt sich damit auch auf mechanische Kennwerte aus. Die hier untersuchten Prüfräder wurden nach dem Einsatzhärten praxisüblich reinigungsgestrahlt. Durch das Reinigungsstrahlen werden oberflächennah Druckeigenspannungen induziert und der Restaustenitgehalt durch Umwandlung in Martensit verringert.

Der Eigenspannungszustand wird im Rahmen dieser Arbeit röntgenografisch quantifiziert. Wie bereits im vorangegangenen Kapitel gezeigt wurde, ist die Bestimmung der Gefügeanteile rein optisch sehr schwierig und damit fehleranfälliger als eine röntgenografische Bestimmung. Deshalb wird der Anteil an Restaustenit ebenfalls röntgenografisch quantitativ ermittelt. Die Ermittlung der Eigenspannungs- und Restaustenittiefenverläufe erfolgt je Variante an einem ungeprüften Zahn.

Dazu wird dieser jeweils so vorbereitet, dass der Messpunkt (in diesem Fall die Zahnfußrundung im Bereich der 30°-Tangente) gut zugänglich ist. Für das Heraustrennen des Zahnes kommt eine Präzisionstrennmaschine zum Einsatz, bei der durch ausreichende Kühlung und angepasste Schnittgeschwindigkeiten der Wärmeeintrag minimal gehalten wird. Somit kann gewährleistet werden, dass keine Veränderung des Randgefüges und des Eigenspannungszustandes

Tabelle 4.1: Messparameter des verwendeten Röntgendiffraktometers

Röntgendiffraktometer	
Messanordnung	ψ -Goniometer
Strahlungsart	Cr-K α (Wellenlänge $\lambda = 2,2896 \text{ \AA}$)
Vermessene Gitterebene	{211}
Blendendurchmesser	0,5 mm
Scans pro Messung	20
Beugungswinkelbereich	150°-164°
Stützstellenschrittweite	0,1°
Röhrenstrom	40 mA
Röhrenspannung	40 kV

Tabelle 4.2: Parameter zur Auswertung der Eigenspannungs- und Restaustenitmessungen

Auswertung	
Linienbestimmung	Schwerelinienmethode
Eigenspannungsberechnung	$\sin^2 \psi$ - Verfahren
Beugungswinkel des unverspannten Gitters	$2\theta_0 = 156,08^\circ$
Röntg. Elastizitätskonstante	$\frac{1}{2} s_2 = 5,81 \cdot 10^{-6} \text{ MPa}^{-1}$

durch einen unzulässigen Wärmeeintrag stattfinden kann. Die wesentlichen Parameter zur Eigenspannungsmessung in der martensitischen Phase sind in Tabelle 4.1 zusammengestellt.

Die Eigenspannungs- und Restaustenittiefenverläufe wurden an allen Varianten mindestens einmal im Zahnfußbereich eines unbelasteten Zahnes eines Pulsatorrades ermittelt. Die Parameter zur Auswertung der Eigenspannungs- und Restaustenitmessungen sind in Tabelle 4.2 dargestellt.

Bei Stahlwerkstoffen beträgt die Eindringtiefe der Röntgenstrahlung etwa 5 μm . Zur Ermittlung eines Tiefenverlaufes ist es demnach erforderlich, tiefere Probenbereiche stufenweise freizulegen und der röntgenografischen Vermessung zugänglich zu machen. Der dafür erforderliche Werkstoffabtrag kann mechanisch oder durch elektrolytisches Ätzen erfolgen. Bei der mechanischen Materialabtragung wird der Eigenspannungszustand im bearbeiteten Bereich beeinflusst und damit die Messung verfälscht. Daher wird im Rahmen dieser Arbeit ein elektrolytisches Ätzen eingesetzt, das den Eigenspannungszustand nicht modifiziert, solange die abgetragenen Schichten im Verhältnis zum Gesamtquerschnitt der Probe ausreichend klein sind. Die Abtragstufen werden durch die Wirkungszeit des Ätzens bestimmt, sodass in einem Tiefenbereich von 0,01 mm bis etwa 0,30 mm gemessen werden kann.

4.1.5 Korngröße

Des Weiteren wurden die Korngrößen sowie deren Verteilung bestimmt. Dazu wurde je Variante ein ungeprüfter Zahn an drei Messstellen über den Zahnquerschnitt (Stirnschnitt), wie in Bild 4.5 zu sehen, untersucht. Neben Messungen im oberflächennahen Bereich auf der Zahnflanke (etwa halbe Zahnhöhe) werden auch im Zahnfuß und im Kern Messungen durchgeführt. Je Messstelle werden fünf Einzelmessungen getätigt, so dass eine Gesamtfläche von etwa 0,32 mm^2 je Variante ausgewertet werden kann. Die Auswertung erfolgt dabei nach dem Linienschnitt-Verfahren nach DIN EN ISO 643 [ISO03]. In Bild 4.6 ist exemplarisch ein Schlibbild zur Bestimmung der Korngrößen dargestellt. Zur besseren Erkennbarkeit der einzelnen Körner wurden diese in Bild 4.7 eingefärbt und um das Linienschnitt-Verfahren ergänzt.

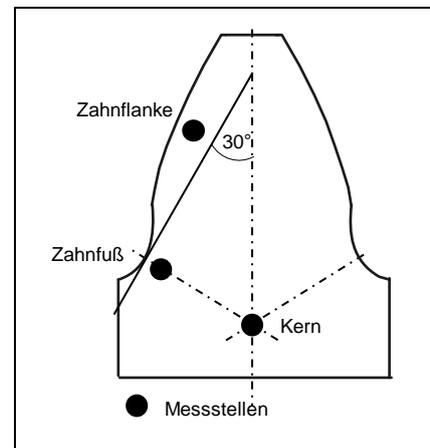


Bild 4.5: Verteilung der Messstellen zur Ermittlung der Korngrößen der Prüfräder

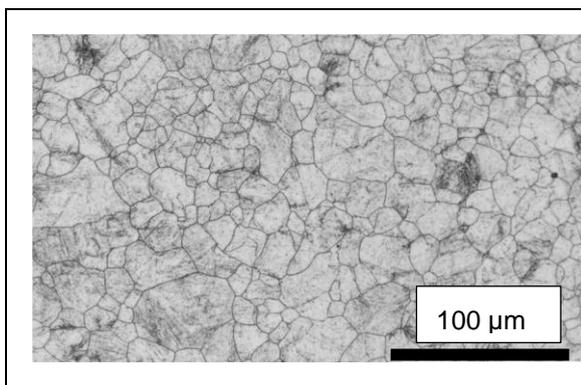


Bild 4.6: Exemplarische Darstellung eines geätzten Schlibbildes zur Bestimmung der Korngröße

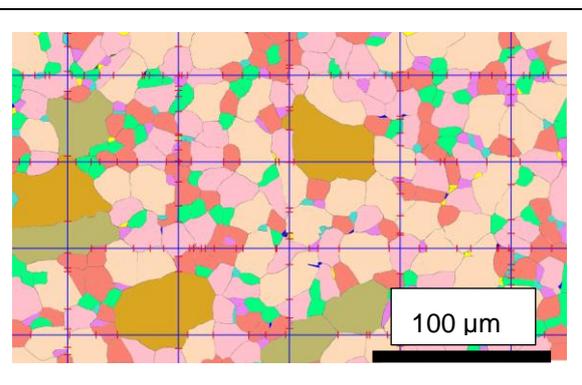


Bild 4.7: Exemplarische Darstellung eines geätzten Schlibbildes zur Bestimmung der Korngröße, eingefärbter Zustand des Bild 4.6

4.2 Pulsatorprüfstände

Die experimentellen Untersuchungen zur Ermittlung der Zahnfußtragfähigkeit erfolgen mittels Pulsatorversuchen. Dafür kommen für die hier durchgeführten Untersuchungen zwei Bauarten von Pulsatorprüfständen zum Einsatz, ein elektromechanischer Resonanzpulsator sowie ein mechanischer Resonanzpulsator. Die Versuchsbedingungen werden dabei für jeden Versuch mittels PC kontinuierlich erfasst und dokumentiert.

Für die Untersuchungen an den Prüfrädern der Baugröße Modul $m_n = 5 \text{ mm}$ und 8 mm wurden elektromagnetische Resonanzpulsatoren mit einer Nennlast von 100 kN bzw. 250 kN eingesetzt. Bild 4.8 zeigt den schematischen Aufbau des elektromagnetischen Resonanzpulsators. Die Untersuchungen an den Prüfrädern der Baugröße $m_n = 12 \text{ mm}$ werden an einem mechanisch angeregten Resonanzpulsator mit einer Nennlast von 200 kN durchgeführt, dessen schematischer Aufbau in Bild 4.9 zu sehen ist. Prinzipiell besteht ein Pulsatorprüfstand aus einem Maschinenrahmen, der die Prüfvorrichtung, Kraftmessdose und Prüfzahnrad aufnimmt. Bei dem in Bild 4.8 gezeigten elektromagnetischen Resonanzpulsator erfolgt die Erzeugung der dynamischen Prüflast mittels eines Erregermagneten, die über Stab- und Schraubenfedern auf die schwingende Traverse übertragen wird und schließlich auf die zu prüfenden Zähne aufgebracht wird. Die Prüffrequenz (hier etwa $70 - 120 \text{ Hz}$) ergibt sich aus der Steifigkeit des Schwingensystems bestehend aus Prüfstand und Prüfzahnrad und kann durch Variation der variablen Erregermasse in bestimmten Grenzen angepasst werden.

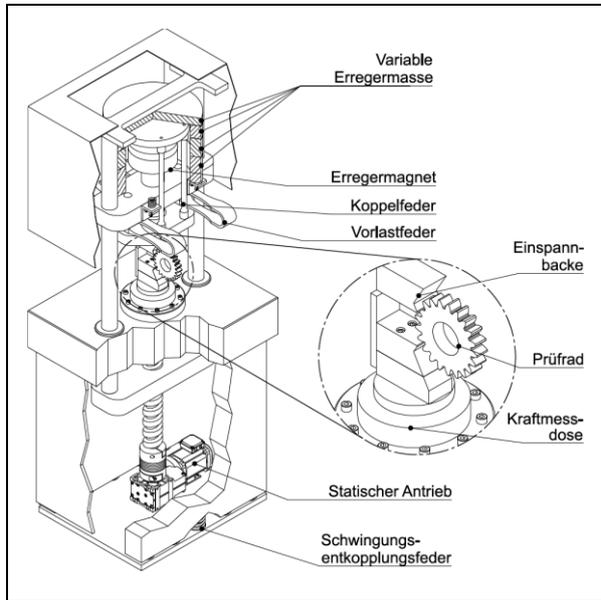


Bild 4.8: Schematische Darstellung des elektromagnetischen Resonanzpulsators aus [Web19]

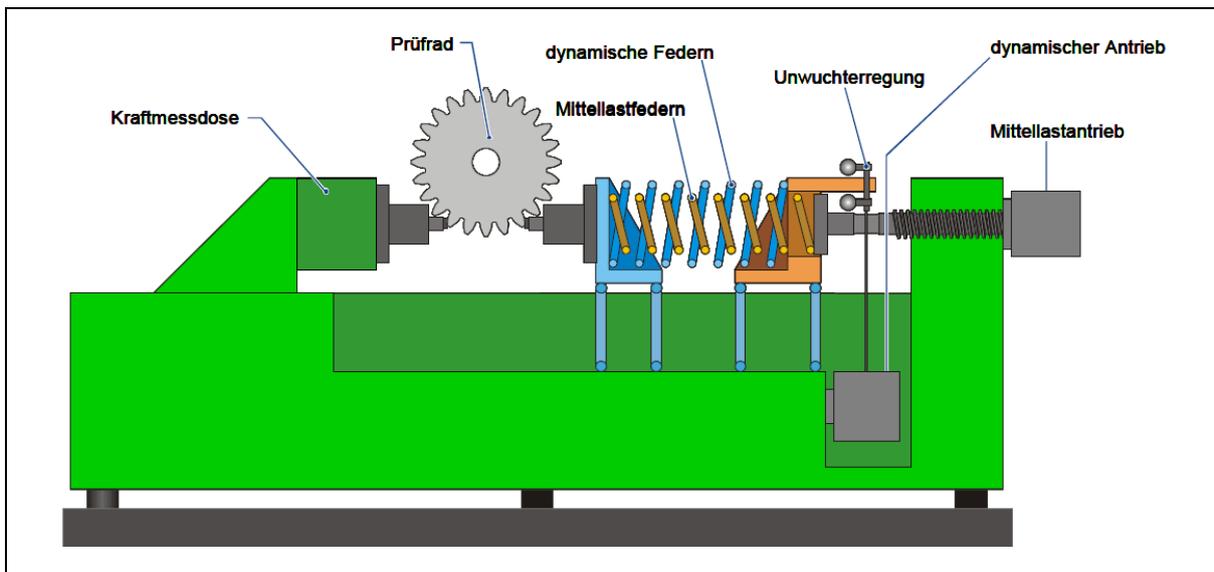


Bild 4.9: Schematische Darstellung des mechanisch angeregten Resonanzpulsators

Die dynamische Prüfkraft im in Bild 4.9 dargestellten mechanisch angeregten Resonanzpulsator wird durch einen Unwuchterreger generiert und über dynamische Federn auf das Prüfzahnrad übertragen. Aufgrund der massiven Ausführung des Prüfstandes stellt sich nahezu unabhängig vom Prüfkörper eine Prüffrequenz von etwa 35 Hz ein.

Im Pulsatorversuch wird das Prüfrad über eine definierte Anzahl an Zähnen symmetrisch zwischen zwei zahnähnlich gestalteten Pulsatorbacken eingespannt (siehe Bild 4.10). Bei der Baugröße $m_n = 5$ mm beträgt die Einspannzähnezahl $z_e = 4$, bei der Baugröße $m_n = 8$ mm $z_e = 6$ und bei der Baugröße $m_n = 12$ mm $z_e = 5$. Da die Einspannung der Prüfräder kraftschlüssig erfolgt, ist für den Betrieb eine ausreichend hohe Unterlast sicherzustellen, welche jedoch so gering wie möglich zu wählen ist. In den Untersuchungen betrug diese 4 kN (Baugröße $m_n = 5$ mm) und 7 – 10 kN (Baugröße $m_n = 8$ mm und 12 mm). Damit ergibt sich für die Prüfung eine annähernd schwelende, sinusförmige Schwingbelastung, wie dies in Bild 4.10 schematisch dargestellt ist. Die dynamische Prüflast errechnet sich aus der Differenz von Oberlast und Unterlast zu $F_{Pn} = \Delta F = F_{Pmax} - F_{Pmin}$. Das Lastverhältnis beträgt $R = F_{Pmin} / F_{Pmax}$ und ist in allen durchgeführten Versuchsläufen kleiner ca. 7 %. Dies entspricht den generellen Anforderungen nach RETTIG [Ret87].

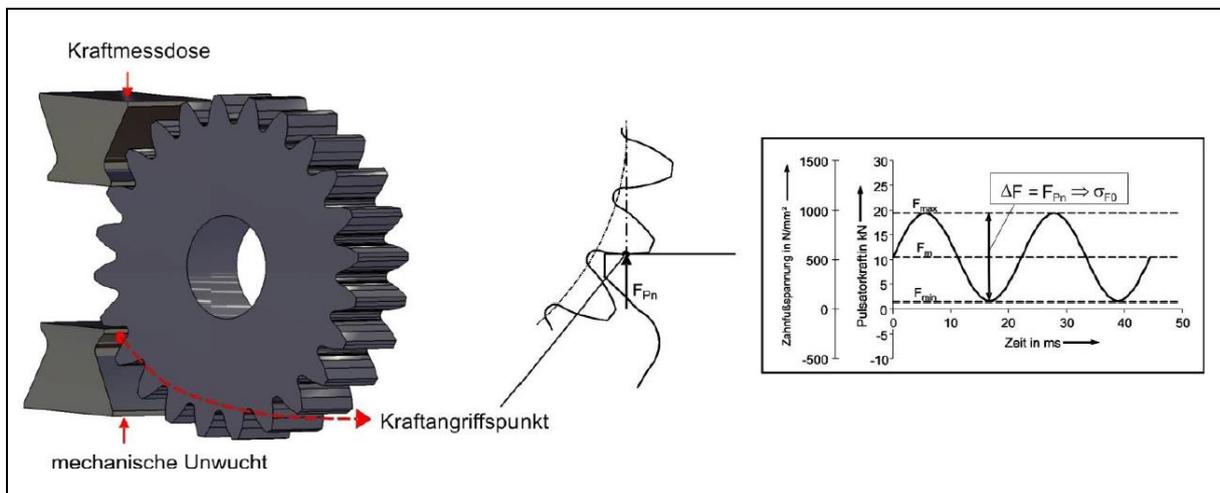


Bild 4.10: Schematische Darstellung der Einspannung eines Prüfzahnrades im Pulsatorprüfstand sowie schematische Darstellung der annähernd schwelenden Prüflastaufbringung

Zur Sicherstellung einer reproduzierbaren Versuchsdurchführung kommen spezielle Vorrichtungen zum Einsatz, die ein exaktes und über die Versuche hinweg reproduzierbares Einspannen an der Zahnflanke mit konstantem Kraftangriffspunkt gewährleisten. Abweichungen über der Zahnbreite der Prüfräder wie Flankenwinkelabweichungen können durch eine Feineinstellung der Pulsatorbacken ausgeglichen werden, so dass von einer gleichmäßigen Krafteinleitung über der gesamten Zahnbreite ausgegangen werden kann und damit Kantenträger vermieden werden können.

Insgesamt richten sich Versuchsdurchführung, Prüfbedingungen und Versuchsauswertung (auf die in den nachfolgenden Kapiteln näher eingegangen wird) nach den Anforderungen der FVA-Richtlinie 563 I [Tob12].

4.3 Versuchsdurchführung

Dieses Kapitel gibt eine Übersicht über die Versuchsdurchführung und -bedingungen. Bei jeder Versuchsdurchführung wird auf einen identischen Ablauf und vergleichbare Bedingungen geachtet. Im Rahmen der Untersuchungen zur Zahnfußtragfähigkeit ist sowohl die Dauerfestigkeit als auch die Zeitfestigkeit Gegenstand der experimentellen Untersuchungen. Hinsichtlich des Versuchsumfanges wird zwischen Voll- und Teilbelegung unterschieden. Bei einer Vollbelegung werden 20 – 25 Versuche durchgeführt, wobei 10 – 12 Versuche im Dauerfestigkeitsgebiet liegen und die Zeitfestigkeit auf zwei Lastniveaus mit je 5 Versuchen belegt ist. Für eine Teilbelegung reduziert sich die Versuchsanzahl auf 12 – 14 Versuchspunkte, wobei 6 – 8 Versuche für die Ermittlung der Dauerfestigkeit verwendet werden und die Zeitfestigkeit auf ebenfalls zwei Lastniveaus mit je 3 Versuchspunkten ermittelt wird. Ziel der Untersuchungen ist die Ermittlung einer Wöhlerlinie, siehe Bild 4.11. Die charakteristischen Kennwerte der Wöhlerlinie sind die dauerfest ertragbare Pulsatornormalkraft F_{Pn} , der Knickpunkt der Wöhlerlinie N_D sowie der Neigungsexponent k des Zeitfestigkeitsastes. In Gleichung (19) sind die mathematischen Zusammenhänge wiedergegeben:

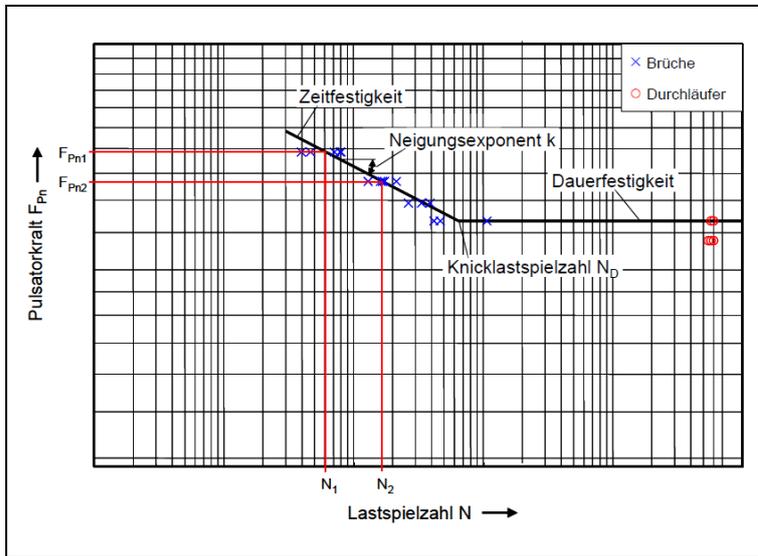


Bild 4.11: Schematische Darstellung einer Wöhlerlinie

Die charakteristischen Kennwerte der Wöhlerlinie sind die dauerfest ertragbare Pulsatornormalkraft F_{Pn} , der Knickpunkt der Wöhlerlinie N_D sowie der Neigungsexponent k des Zeitfestigkeitsastes. In Gleichung (19) sind die mathematischen Zusammenhänge wiedergegeben:

$$k = \frac{\log(N_2) - \log(N_1)}{\log(F_{Pn1}) - \log(F_{Pn2})} \quad \text{bzw.} \quad \frac{N_2}{N_1} = \left(\frac{F_{Pn2}}{F_{Pn1}}\right)^{-k} \quad (19)$$

k	–	Neigungsexponent	F_{Pn}	N	Normalkraft im Pulsator
N	–	Lastspielzahl			

- Ermittlung der Zahnfußdauerfestigkeit

Die Ermittlung der Zahnfußdauerfestigkeit erfolgt nach dem erweiterten Treppenstufenverfahren nach HÜCK [Hüc83]. Die Vorgehensweise nach diesem Verfahren ist schematisch in Bild 4.12 abgebildet. Bei diesem Verfahren werden die Versuche auf diskreten Laststufen mit konstantem Stufensprung durchgeführt. Ein Versuchslauf der eine vorgegebene Grenzlastspielzahl (in diesem Fall $6 \cdot 10^6$ Lastwechsel) schadensfrei erreicht, wird als Durchläufer gewertet. Der nächste Versuch wird damit auf dem nächsthöheren Lastniveau untersucht. Bei einem Zahnfußbruch vor Erreichen der Grenzlastspielzahl wird für den darauffolgenden Ver-

sich eine Laststufe darunter gewählt. In der Regel wird das Treppenstufenverfahren von „oben“, sprich mit einer höheren Belastung, begonnen. Das oberste Lastniveau wird als dasjenige festgelegt, auf dem mindestens eine Bestätigung bzw. ein weiterer Versuch durchgeführt wurde. Als Besonderheit ist der fiktive Versuchspunkt zu nennen, der nicht durchgeführt wird, jedoch in die Auswertung miteinfließt. Damit ergibt sich eine dauerhaft ertragbare Pulsatornormalkraft für eine Ausfallwahrscheinlichkeit von 50 %.

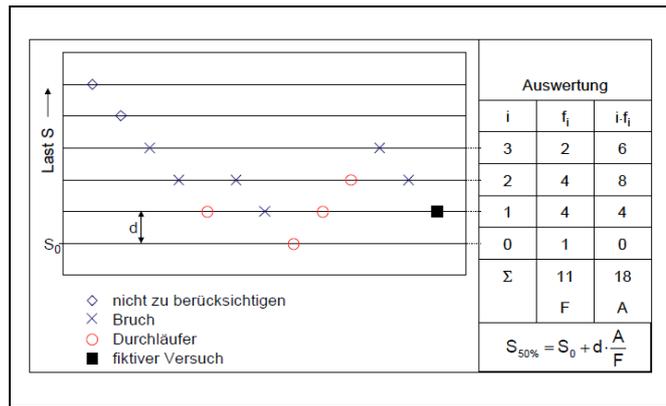


Bild 4.12: Schematische Darstellung des Treppenstufenverfahrens nach HÜCK [Hüc83]

- Ermittlung der Zahnfußzeitfestigkeit

Die Ermittlung des Zeitfestigkeitsastes der Wöhlerlinie erfolgt in der Regel auf zwei Lastniveaus nach HAIBACH [Hai02]. Dazu wird für jedes untersuchte Lastniveau das geometrische Mittel $N_{50\%}$ für die Laufzeit ermittelt. Anschließend wird durch diese gemittelten Laufzeiten eine Ausgleichsgerade gelegt, welche für eine Ausfallwahrscheinlichkeit von 50 % gültig ist.

4.4 Auswerteverfahren

4.4.1 Berechnung der Zahnfuß-Nennspannung

Nach der Bestimmung der dauerhaft ertragbaren Pulsatornormalkraft nach HÜCK [Hüc83] (siehe Kapitel 4.3) wird die resultierende Zahnfußspannung berechnet. Dies erfolgt nach dem Vorgehen gemäß DIN 3990 Teil 3 [DIN87a] / ISO 6336 Teil 3 [ISO06]. Dabei wird die in einem Getriebe maximal auftretende Zahnfußspannung σ_F ermittelt. Grundlage für die Berechnung ist die Zahnfuß-Nennspannung σ_{F0} , welche für eine fehlerfreie Verzahnung ermittelt wird. Die Faktoren K_i berücksichtigen Spannungsüberhöhungen im realen Getriebe, welche auf beispielsweise äußeren Einflüssen oder Abweichungen der Verzahnungsgeometrie zurückzuführen sind. Annahme für diese Vorgehensweise ist, dass die für Zahnfußbruch maßgebende (maximale, örtliche) Zahnfußspannung auf der Zugseite im Bereich der 30°-Tangente an die Zahnfußrundung auftritt.

$$\sigma_F = \sigma_{F0} \cdot K_A \cdot K_V \cdot K_{F\alpha} \cdot K_{F\beta} \quad (20)$$

σ_F	N/mm ²	Zahnfußspannung	K_V	–	Dynamikfaktor
σ_{F0}	N/mm ²	Zahnfuß-Nennspannung	$K_{F\alpha}$	–	Stirnfaktor (Zahnfuß)
K_A	–	Anwendungsfaktor	$K_{F\beta}$	–	Breitenfaktor (Zahnfuß)

Bei der Durchführung von Schwingversuchen im Pulsatorprüfstand können alle K_i -Faktoren zu 1,0 gesetzt werden. Damit entspricht im Pulsatorversuch die auftretende Zahnfußspannung σ_F der Zahnfuß-Nennspannung σ_{F0} (siehe Gleichung (21)).

$$\sigma_F = \sigma_{F0} \tag{21}$$

Für die Berechnung der Zahnfuß-Nennspannung wird in DIN 3990-3 [DIN87a] / ISO 6336-3 [ISO06] folgende Gleichung verwendet:

$$\sigma_{F0} = \frac{F_t}{b \cdot m_n} \cdot Y_F \cdot Y_S \cdot Y_\beta = \left(\frac{F_{Pn} \cdot \cos\alpha_n}{b \cdot m_n} \cdot Y_F \cdot Y_S \cdot Y_\beta \right)_{\text{Pulsator}} \tag{22}$$

σ_{F0}	N/mm ²	Zahnfuß-Nennspannung	Y_S	–	Spannungskorrekturfaktor
F_t	N	(Nenn-)Umfangskraft am Teilkreis	Y_β	–	Schrägenfaktor (Zahnfuß)
b	mm	Zahnbreite	F_{Pn}	N	Normalkraft im Pulsator
m_n	mm	Normalmodul	α_n	°	Normaleingriffswinkel
Y_F	–	Formfaktor			

Bei einer Radpaarung erfolgt die Berechnung für den äußeren Einzeleingriffspunkt, da hier die höchsten Zahnfußspannungen wirken. Im Pulsatorversuch ist der Kraftangriffspunkt durch die Prüfradgeometrie und die Einspannung zwischen den beiden parallelen Pulsatorbacken festgelegt. Die im Pulsatorversuch wirkende Pulsatornormalkraft wird senkrecht zur Zahnflanke eingeleitet und wirkt bei einer evolventischen Verzahnung als Umfangskraft am Grundkreis (siehe Bild 4.13). Anstelle der Nenn-Umfangskraft F_t tritt im Pulsatorversuch die tangential an den Grundkreis wirkende Pulsatornormalkraft F_{Pn} , welche

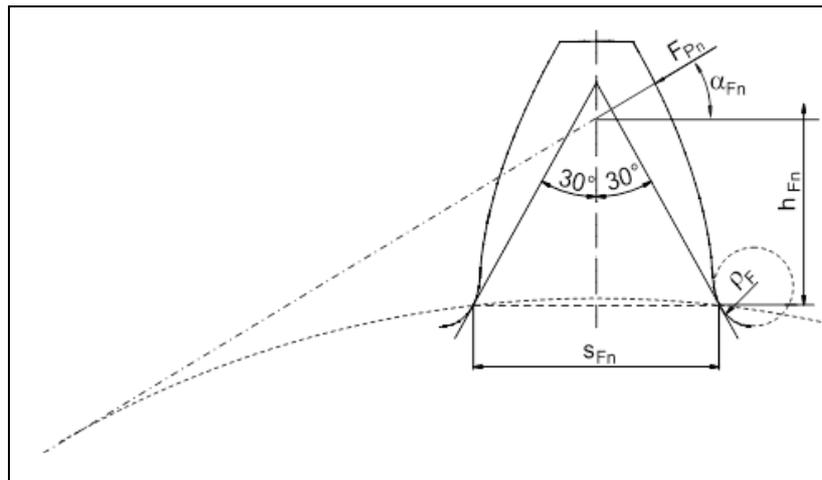


Bild 4.13: Darstellung des Kraftangriffs im Pulsator mit den geometrischen Größen zur Ermittlung der Zahnfuß-Nennspannung σ_{F0} nach ISO 6336-3 [ISO06]

unter Berücksichtigung des Normaleingriffswinkels α_n auf den Teilkreis umgerechnet werden kann. Zur Bestimmung der Y-Faktoren nach DIN 3990-3 [DIN87a] / ISO 6336-3 [ISO06] ist der Kraftangriffspunkt von entscheidender Bedeutung. Damit kann die Gleichung (22) auf die Gegebenheiten im Pulsatorversuche erweitert werden.

Der Formfaktor Y_F berücksichtigt den Einfluss der Zahnform auf die Biege-Nennspannung und ist vom Biegehebelarm h_{Fn} bzw. dem Kraftangriffspunkt abhängig.

$$Y_F = \frac{6 \cdot \frac{h_{Fn}}{m_n} \cdot \cos \alpha_{Fn}}{\left(\frac{s_{Fn}}{m_n}\right)^2 \cdot \cos \alpha_n} \quad (23)$$

Y_F	–	Formfaktor	m_n	mm	Normalmodul
h_{Fn}	mm	Biegehebelarm für Zahnfußbeanspruchung	α_{Fn}	°	Kraftangriff im Pulsator
s_{Fn}	mm	Zahnfußdickensehne	α_n	°	Normaleingriffswinkel

Um die spannungserhöhende Kerbwirkung der Zahnfußrundung sowie den im Zahnfuß vorherrschenden komplexen Spannungszustand, der sich aus einer Überlagerung von Biegung, Zug-Druck und Schub zusammensetzt, abzubilden, wird der Spannungskorrekturfaktor Y_S herangezogen. Dieser berechnet die örtliche Zahnfußspannung ausgehend von der Zahnfuß-Nennspannung.

$$Y_S = (1,2 + 0,13 \cdot L) \cdot q_s^{(1/(1,21+2,3/L))} \quad (24)$$

$$\text{mit } L = \frac{s_{Fn}}{h_{Fn}} \text{ und } q_s = \frac{s_{Fn}}{2 \cdot \rho_F}$$

Y_S	–	Spannungskorrekturfaktor	s_{Fn}	mm	Zahnfußdickensehne
h_{Fn}	mm	Biegehebelarm für Zahnfußbeanspruchung	ρ_F	mm	Fußrundungsradius im Berührungspunkt der 30°-Tangente
q_s	–	Kerbparameter			

Der Schrägenfaktor Y_β beträgt bei den hier untersuchten Geradverzahnungen 1,0.

Zur Ermittlung der tatsächlich auftretenden Zahnfußspannung ist eine exakte Kenntnis der real vorliegenden Zahnradgeometrie und vor allem der Zahnfußrundung unabdingbar. Dafür wird eine Zahnradberechnung mit Hilfe des Programmes STplus [Fro16] auf Basis der Zeichnungsvorgaben durchgeführt und ein Geometrieplot der Verzahnung abgeleitet. Daneben wird die tatsächlich vorliegende Zahnkontur mittels einer 3-D-Messmaschine abgebildet. Berechnete Geometrie und gemessene Geometrie werden verglichen und angepasst bis eine gute Übereinstimmung vorliegt. Damit kann die Ist-Geometrie rechnerisch abgebildet werden und die für die Berechnung der Y-Faktoren relevanten Kenngrößen ermittelt werden.

In Tabelle 4.3 sind die für die Berechnung der Zahnfuß-Nennspannung erforderlichen Kenngrößen, die sich aus den Einspannbedingungen im Pulsatorprüfstand sowie der Ist-Geometrie der Prüfräder ergeben, zusammengefasst. Diese sind für eine Einspannung über 4 Zähne bei der Baugröße Modul $m_n = 5$ mm, über 6 Zähne bei Modul $m_n = 8$ mm und über 5 Zähne bei Modul $m_n = 12$ mm für die hier durchgeführten Pulsatorversuche gültig.

Tabelle 4.3: Geometrische Größen zur Berechnung der Zahnfußbeanspruchung (Ist-Geometrie) für die hier durchgeführten Zahnfußtragfähigkeitsversuche im Pulsatorprüfstand

Benennung	Zeichen	Einheit	$m_n = 5 \text{ mm}$	$m_n = 8 \text{ mm}$	$m_n = 12 \text{ mm}$
Einspannung über Zähnezahl	Z_E	-	4	6	5
Kraftangriffswinkel	α_{Fn}	°	22,5	23,7	28,8
Biege-Hebelarm für Zahnfußbeanspruchung	h_{Fn}	mm	5,89	11,05	21,82
Zahndickensehne am Berührungspunkt der 30°-Tangente	s_{Fn}	mm	10,88	18,36	26,64
Krümmungsradius im Berührungspunkt der 30°-Tangente	ρ_F	mm	2,30	3,36	5,16
Formfaktor	Y_F	-	1,468	1,533	2,064
Spannungskorrekturfaktor	Y_S	-	2,045	2,086	1,846
Schrägungsfaktor	Y_β	-	1,0	1,0	1,0
Umrechnungsfaktor	x	1/mm ²	0,0188	0,0125	0,0099

Mit den in Tabelle 4.3 belegten Werten ergibt sich der für die jeweilige Baugröße relevante Umrechnungsfaktor x . Mit Hilfe dieses Faktors x lässt sich die Pulsatorkraft F_{Pn} in die Zahnfuß-Nennspannung σ_{F0} umrechnen. In der Gleichung (25) ist die entsprechende Zahlenwertgleichung angegeben.

$$\sigma_{F0} = x \cdot F_{Pn} \quad (25)$$

4.4.2 Berechnung der Zahnfuß-Dauerfestigkeit

Mit den experimentellen Untersuchungen zur Zahnfußtragfähigkeit und deren Auswertung werden in der Regel dauerhaft ertragbare Zahnfuß-Nennspannungen für eine Ausfallwahrscheinlichkeit von 50 % ermittelt. Für die praktische Anwendung sind jedoch Kennwerte für andere Ausfallwahrscheinlichkeiten von Bedeutung. Auch die in den Normen DIN 3990-5 [DIN87b] / ISO 6336-5 [ISO16] belegten Richtwerte für die Zahnfußdauerfestigkeit gelten für eine Ausfallwahrscheinlichkeit von 1 % und für die in den beiden Normen angegebenen Standard-Referenz-Prüfräder bei Standard-Prüfbedingungen. Bei abweichenden Prüfrädern können die Festigkeitskennwerte unter Verwendung der Einflussfaktoren nach DIN 3990-3 [DIN87a] / ISO 6336-3 [ISO06] für die vorliegenden Bedingungen bestimmt werden. Weiterhin gibt es die Möglichkeit, die im Pulsatorversuch ermittelten Ergebnisse auf die genormten Bedingungen zurückzurechnen und damit in die Festigkeitsfelder der Normen einzuordnen und Vergleiche anzustellen.

Da im Pulsatorversuch nur diskrete Zähne geprüft werden, muss zunächst eine Umrechnung der Ergebnisse der Pulsatorversuche auf die Bedingungen im Laufversuch durchgeführt werden. Im Laufversuch werden alle Zähne des Prüfrades belastet, was zu einer höheren Ausfallwahrscheinlichkeit führt. In Anlehnung an FVA-Nr. 304 [Sta99] fallen die Dauerfestigkeitswerte im Laufversuch um 10 % geringer aus als im Pulsatorversuch. Damit gilt bei symmetrischer Einspannung im Pulsator und Standard-Prüfbedingungen:

$$\sigma_{F0\infty, \text{Lauf}} = 0,90 \cdot \sigma_{F0\infty, \text{Pulsator}} \quad (26)$$

$\sigma_{F0\infty, \text{Lauf}}$	N/mm ²	Dauerfest ertragbare Zahnfuß-Nennspannung im Laufversuch	$\sigma_{F0\infty, \text{Pulsator}}$	N/mm ²	Dauerfest ertragbare Zahnfuß-Nennspannung im Pulsatorversuch
----------------------------------	-------------------	--	--------------------------------------	-------------------	--

Die Umrechnung der Dauerfestigkeitswerte von 50 % auf 1 % Ausfallwahrscheinlichkeit erfolgt gemäß Gleichung (27):

$$\sigma_{F0\infty, 1\%} = f_{1\%F} \cdot \sigma_{F0\infty, 50\%} \quad (27)$$

$\sigma_{F0\infty, 1\%}$	N/mm ²	Dauerfest ertragbare Zahnfuß-Nennspannung (1 % Ausfallwahrscheinlichkeit)	$\sigma_{F0\infty, 50\%}$	N/mm ²	Dauerfest ertragbare Zahnfuß-Nennspannung (50 % Ausfallwahrscheinlichkeit)
$f_{1\%F}$	–	Umwertungsfaktor (Zahnfuß) für 50 % auf 1 % Ausfallwahrscheinlichkeit			

Der Umrechnungsfaktor $f_{1\%F}$ kann auf zwei unterschiedliche Weisen ermittelt werden. Die erste Möglichkeit besteht darin, den Umrechnungsfaktor auf Grundlage der versuchseigenen Streuung im Bereich der Dauerfestigkeit zu ermitteln. Im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen liegen jedoch zu wenige Versuchspunkte für eine zuverlässige statistische Auswertung vor. Die zweite und übliche Vorgehensweise ist die Verwendung eines in der Literatur belegten (mittleren) Umrechnungsfaktors. Der Umrechnungsfaktor $f_{1\%F}$ ist vom Werkstoff, der Wärmebehandlung und der Strahlbehandlung abhängig. Für einsatzgehärtete, reinigungsgestahlte Verzahnungen wird der nach FVA-Nr. 304 [Sta99] bei üblichen Streuungen etablierte Umrechnungsfaktor von $f_{1\%F} = 0,92$ zu Grunde gelegt.

Somit ergibt sich unter den hier getroffenen Annahmen der in Gleichung (28) dargelegte Zusammenhang zwischen der ermittelten dauerfest ertragbaren Zahnfuß-Nennspannung bei 50 % Ausfallwahrscheinlichkeit $\sigma_{F0\infty, 50\%}$ und den Dauerfestigkeitskennwerten $\sigma_{F \text{ lim}}$ und σ_{FE} :

$$\sigma_{F \text{ lim}} = \frac{\sigma_{F0\infty, 50\%} \cdot f_{1\%F}}{Y_{ST} \cdot Y_{\delta \text{ relT}} \cdot Y_{R \text{ relT}} \cdot Y_X} = \left(\frac{\sigma_{F0\infty, 50\%} \cdot 0,90 \cdot f_{1\%F}}{Y_{ST} \cdot Y_{\delta \text{ relT}} \cdot Y_{R \text{ relT}} \cdot Y_X} \right)_{\text{Pulsator}} \quad (28)$$

$$\sigma_{FE} = Y_{ST} \cdot \sigma_{F \text{ lim}}$$

$\sigma_{F \text{ lim}}$	N/mm ²	Zahnfuß-Dauerfestigkeit nach DIN 3990/ISO 6336	$Y_{\delta \text{ relT}}$	–	Relative Stützziffer
$\sigma_{F0\infty, 50\%}$	N/mm ²	Dauerfest ertragbare Zahnfuß-Nennspannung (50 % Ausfallwahrscheinlichkeit)	$Y_{R \text{ relT}}$	–	Relativer Oberflächenfaktor
$f_{1\%F}$	–	Umwertungsfaktor (Zahnfuß) für 50 % auf 1 % Ausfallwahrscheinlichkeit	Y_X	–	Größenfaktor (Zahnfuß)
Y_{ST}	–	Spannungskorrekturfaktor des Referenzprüfrades	σ_{FE}	N/mm ²	Dauerfestigkeit der gekerbten Probe

Der Spannungskorrekturfaktor Y_{ST} berücksichtigt dabei die Abmessungen des Standard-Referenz-Prüfrades und beträgt 2,0. Außerdem werden der Einfluss der Kerbempfindlichkeit durch die relative Stützziffer $Y_{\delta \text{ relT}}$, der Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit in der Zahnfußrundung durch den relativen Oberflächenfaktor $Y_{R \text{ relT}}$ und der Einfluss der Zahnabmessung durch den Größenfaktor Y_X erfasst. Die Bestimmung dieser Faktoren erfolgte nach DIN 3990-3 [DIN87a] / ISO 6336-3 [ISO06]. Die Einflussfaktoren für die vorliegenden Prüfvarianten sind

in Tabelle 4.4 dargestellt. Für den Faktor Y_X sind auch die Werte nach FVA-Nr. 162 [Ste97] für den Werkstoff 17CrNiMo6 (heutige Bezeichnung: 18CrNiMo7-6) angegeben.

Tabelle 4.4: Einflussfaktoren auf die Zahnfußdauerfestigkeit nach DIN 3990-3 [DIN87a] / ISO 6336-3 [ISO06]

Bezeichnung	Zeichen	Wert		
		$m_n = 5 \text{ mm}$	$m_n = 8 \text{ mm}$	$m_n = 12 \text{ mm}$
Umrechnungsfaktor 50 % \rightarrow 1 % Ausfallwahrscheinlichkeit	$f_{1\%F}$	0,92		
Spannungskorrekturfaktor des Referenz-Prüfrades	Y_{ST}	2,0		
Relative Stützziffer	$Y_{\delta relT}$	0,999	1,002	1,001
Relativer Oberflächenfaktor (bei gemessenem Rz-Wert; Mittel- werte)	Y_{RrelT}	1,02...1,01	1,00...0,99	1,00...0,99
Rautiefe	Rz	7,6...8,8 μm	6,5...10,9 μm	5,9...12,7 μm
Größenfaktor (nach Norm)	Y_X	1,0	0,970	0,930
Größenfaktor (nach FVA-Nr.162 [Ste97] für 17CrNiMo6*)	Y_X	1,0	0,974	0,938
* Nach den belegten Untersuchungsergebnissen erfüllt der Werkstoff die Anforderung an das +HH-Streuband				

4.4.3 Auswertung mit MiniTab

Bedingt durch die umfangreichen Untersuchungen wird eine große Anzahl an Ergebnissen der Werkstoffcharakterisierung sowie von Ergebnissen zur Zahnfußtragfähigkeit generiert. Im Stand des Wissens (Kapitel 2) wurde aufgezeigt, dass es eine Vielzahl an (möglichen) Einflüssen auf die Zahnfußtragfähigkeit gibt. Zur Bewertung der Ergebnisse wird im Rahmen dieser Arbeit eine statistische Auswertung mit der kommerziell erhältlichen Software MiniTab, welche auch in der Industrie Anwendung findet, durchgeführt.

Aufgrund der Vielzahl an Einflussfaktoren erfolgt in einem ersten Schritt eine Korrelationsanalyse mit dem Ziel, diejenigen Faktoren bzw. Merkmale zu identifizieren, die einen tatsächlichen Einfluss haben. Dabei wird auf die Empfehlungen aus der Literatur (siehe hierzu Kapitel 2.5) zurückgegriffen. Damit kann die Anzahl der Faktoren mit wirklichem Einfluss reduziert werden. Die verbleibenden Faktoren bzw. Einflüsse werden dann weitergehend analysiert. Dies ist im Kapitel 7 näher beschrieben.

4.5 Fehlerbetrachtung

Eine Fehlerbetrachtung ist für die in dieser Arbeit durchgeführten experimentellen Untersuchungen notwendig. Die Prüfradgeometrie sowie die verwendeten Prüfeinrichtungen sind mit denen aus beispielsweise STENICO [Ste07] und FVA-Nr. 610 II [Gün16] identisch. Daher wird auf die dort durchgeführte Fehlerbetrachtung zurückgegriffen. Die im Rahmen der vorliegenden Versuche ermittelten Tragfähigkeitskennwerte können mit Fehlern behaftet sein, die aus systematischen oder zufälligen Abweichungen bei der Versuchsdurchführung resultieren.

Der Einfluss systematischer oder zufälliger Fehler kann durch die folgende Fehlerrechnung abgeschätzt werden. Nach DIN 1319 [DIN95] kann der maximale Fehler Δy_{max} nach Gleichung (29) mit den relativen Messfehlern Δx_i der Messgröße x_i berechnet werden.

$$\Delta y_{\max} = \sum_{i=1}^n \left(\frac{\delta y}{\delta x_i} \cdot \Delta x_i \right) \quad (29)$$

Δy_{\max}	–	Maximaler Fehler	x_i	–	Messgröße i
Δx_i	–	Relativer Messfehler der Einzelgröße x_i			

Da bei mehreren Einzelmessgrößen das gleichzeitige Zusammentreffen in die ungünstige Richtung unwahrscheinlich ist, setzt sich dem wahrscheinlichen Gesamtfehler nach Gleichung (30) nach dem quadratischen Fehlerfortpflanzungsprinzip zusammen.

$$\overline{\Delta y} = \sqrt{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\delta y}{\delta x_i} \cdot \Delta x_i \right)^2} \quad (30)$$

$\overline{\Delta y}$	–	Wahrscheinlicher Gesamtfehler	Δx_i	–	Relativer Gesamtfehler der Einzelgröße i
-----------------------	---	-------------------------------	--------------	---	--

Systematische Fehler sollten durch eine gewissenhafte Versuchsdurchführung vermieden bzw. möglichst klein gehalten werden. So werden durch regelmäßige Überprüfung und Kalibrierung der Kraftmesseinrichtung systematische Abweichungen auf einem vernachlässigbaren Niveau von ca. 0,3 % gehalten.

Die abgeschätzten relativen Fehler der Einzelmessgrößen sind für die durchgeführten Pulsatorversuche in Tabelle 4.5 angegeben. Mit diesen Zahlenwerten kann der wahrscheinliche relative Fehler der Zahnfuß-Nennspannung σ_{F0} bei den vorliegenden Versuchen mit etwa 2,4 % angegeben werden, der maximale Fehler beläuft sich hierbei auf 5,8 %.

Tabelle 4.5: Abgeschätzte relative systematische Einzelfehler der Pulsatorversuche

Einflussgröße	Abweichung	Ursache
Pulsatorkraft	$\Delta F_n / F_n \approx \pm 1\%$	Eichfehler, Regelfehler
Zahnbreite	$\Delta b / b \approx \pm 0,5\%$	Fertigungstoleranzen
Biegehebelarm	$\Delta h_{Fn} / h_{Fn} \approx \pm 2\%$	Einspannfehler
Zahndicksehne	$\Delta s_{Fn} / s_{Fn} \approx \pm 1\%$	Fertigungstoleranzen
Fußrundungsradius	$\Delta \rho_F / \rho_F \approx \pm 2\%$	Fertigungstoleranzen am Werkzeug
Einspannfehler	$\Delta K_{F\beta} / K_{F\beta} \approx \pm 1\%$	ungleichmäßiges Breiten tragen

5 Grundwerkstoff- und Zahnradcharakterisierung

Dieses Kapitel umfasst die Ergebnisse zur Werkstoffcharakterisierung, die Wärmebehandlungsergebnisse sowie die Ergebnisse der Eigenspannungs- und Restaustenitmessungen.

5.1 Charakterisierung der Grundwerkstoffe

Die Prüfräder aus den Werkstoffen 26MnCrNiMo6-5-4, 18CrNiMo7-6+HH und 18CrNiMo7-6+HL wurden jeweils aus einer Werkstoffcharge gefertigt, die im Blockguss hergestellt wurde. Die Prüfräder der Baugröße Modul 8 mm und 12 mm wurden jeweils aus dem gleichen Rohteildurchmesser von 350 mm gefertigt, für die Prüfräder der Baugröße Modul 5 mm wurde ein Teil der gleichen Werkstoffcharge auf einen Durchmesser von 140 mm geschmiedet. Bei dem Werkstoff 17NiCrMo6-4 kamen zwei Werkstoffchargen zum Einsatz. Der Grundwerkstoff für die Modul 5 mm Prüfräder stammt aus dem Forschungsvorhaben FVA-Nr. 610 II [Gün16] und weist einen Durchmesser von 150 mm auf; Herstellungsrute und Umformgrad sind nicht bekannt. Die Prüfräder der größeren Baugröße wurden aus einer weiteren Werkstoffcharge mit Durchmesser 350 mm gefertigt, wobei hier der Umformgrad im Bereich von 3,5...4,1 angegeben ist und die Herstellungsrute nicht bekannt ist. In Tabelle 5.1 sind diese Informationen zu den Grundwerkstoffen gegenübergestellt.

Tabelle 5.1: Zusammenstellung der Rohteildurchmesser, Umformgrade und Herstellung der Grundwerkstoffe

Werkstoff	Durchmesser	Umformgrad	Herstellung	Anmerkung
26MnCrNiMo6-5-4	350 mm	4,5	Blockguss	Gleiche Werkstoffcharge
	140 mm	19,6	von 350 mm geschmiedet	
18CrNiMo7-6+HH	350 mm	4,5	Blockguss	Gleiche Werkstoffcharge
	140 mm	19,6	von 350 mm geschmiedet	
18CrNiMo7-6+HL	350 mm	4,5	Blockguss	Gleiche Werkstoffcharge
	140 mm	19,6	von 350 mm geschmiedet	
17NiCrMo6-4	350 mm	3,5...4,1	k. A.	2 Werkstoffchargen
	150 mm	k. A.	k. A.	

Die chemische Zusammensetzung der einzelnen Werkstoffvarianten wurde mittels OES ermittelt. Die Ergebnisse sind in Tabelle 5.2 als Massenanteil in % gegenübergestellt. Der Werkstoff 26MnCrNiMo6-5-4 stellt ein neuartiges, bisher nicht genormtes Werkstoffkonzept dar, deshalb wird hierfür nur die gemessene chemische Zusammensetzung angegeben. Für die Werkstoffe 18CrNiMo7-6+HH, 18CrNiMo7-6+HL und 17NiCrMo6-4 sind die Vorgaben nach ISO 683-3 [DIN19] ergänzt. Anhand der Ergebnisse zeigt sich, dass der Werkstoff 26MnCrNiMo6-5-4 den höchsten gemessenen C-Gehalt aufweist. Alle Werkstoffe, außer 17NiCrMo6-4 (Durchmesser 150 mm) sind durch einen geringen Schwefelanteil gekennzeichnet. Des Weiteren weisen die Werkstoffe 26MnCrNiMo6-5-4, 18CrNiMo7-6+HH und 18CrNiMo7-6+HL einen geringen Anteil an Phosphor auf. Insgesamt betrachtet, erfüllen die Werkstoffe 18CrNiMo7-6+HH, 18CrNiMo7-6+HL und 17NiCrMo6-4 (Durchmesser 350 mm) die Vorgaben der Norm, bei der

Variante 17NiCrMo6-4 (Durchmesser 150 mm) ist der geringe Cr-Gehalt, der am unteren Ende der Spezifikation liegt, anzumerken. Ergänzend sind die Vorgaben für die Werkstoffe 16MnCr5 und 20MnCr5 zum Vergleich angegeben.

Tabelle 5.2: Chemische Zusammensetzung in Massenanteil in %, Spezifikation (Soll-Vorgaben) nach [DIN19]

Werkstoff		C	Cr	Mn	Mo	S	P	Si	Ni	Cu	Al	N
26MnCrNiMo6-5-4	ist	0,26	1,25	1,44	0,47	0,001	0,005	0,14	1,03	0,17	0,016	0,013
18CrNiMo7-6	soll	0,15	1,50	0,50	0,25	≤	≤	≤	1,40	--	--	--
		–	–	–	–	0,035	0,025	0,40	–	--	--	--
		0,21	1,80	0,90	0,35				1,70			
18CrNiMo7-6+HH	ist	0,18	1,70	0,56	0,31	0,001	0,005	0,28	1,59	0,21	0,032	0,011
18CrNiMo7-6+HL	ist	0,17	1,73	0,57	0,31	0,001	0,005	0,25	1,51	0,21	0,030	0,011
17NiCrMo6-4	soll	0,14	0,80	0,60	0,15	≤	≤	≤	1,20	--	--	--
		–	–	–	–	0,035	0,025	0,40	–	--	--	--
		0,20	1,10	0,90	0,25				1,50			
17NiCrMo6-4 (D = 150 mm)	ist	0,17	0,77	0,72	0,16	0,021	0,013	0,21	1,28	0,09	0,029	0,008
17NiCrMo6-4 (D = 350 mm)	ist	0,18	0,94	0,72	0,16	0,002	0,016	0,30	1,31	0,07	0,012	0,010
20MnCr5	soll	0,17	1,00	1,10	--	≤	≤	≤	--	--	--	--
		–	–	–	--	0,035	0,025	0,40	--	--	--	--
		0,22	1,30	1,40								
16MnCr5	soll	0,14	0,80	1,00	--	≤	≤	≤	--	--	--	--
		–	–	–	--	0,035	0,025	0,40	--	--	--	--
		0,19	1,10	1,30								

Eine weitere Kenngröße und zentrales Thema der hier durchgeführten Untersuchungen ist die Härbarkeit der Werkstoffe. Zu deren Charakterisierung wurden Jominy-Versuche gemäß ISO 642 [DIN00b] durchgeführt. In Bild 5.3 sind die Jominy-Kurven für alle untersuchten Werkstoffe gegenübergestellt. Bei den Varianten 26MnCrNiMo6-5-4 und 17NiCrMo6-4 ist anzumerken, dass es sich bei den dargestellten Jominy-Kurven um die Mittelwerte aus beiden Durchmessern handelt. Zusätzlich ist die Jominy-Kurve des Werkstoffes 16MnCr5 aus FVA-Nr. 271 [Tob01b] dargestellt. Bei den Varianten 26MnCrNiMo6-5-4, 18CrNiMo7-6+HH und 18CrNiMo7-6+HL wurde erst ab einer Werkstofftiefe von 5 mm mit der Messung begonnen, wohingegen sich der erste Messpunkt der Varianten 17CrNiMo6-4 und 16MnCr5 in 1 mm Werkstofftiefe befindet. Weiterhin sind die Varianten 17NiCrMo6-4 und 16MnCr5 durch eine deutlich höhere Messpunktedichte gekennzeichnet. Der Randhärtewert wird maßgeblich vom C-Gehalt bestimmt. Die Variante 26MnCrNiMo6-5-4 weist den höchsten C-Gehalt und damit auch den höchsten Randhärtewert auf. Der Tiefenverlauf hingegen wird durch die Legierungselemente beeinflusst. Die Variante 26MnCrNiMo6-5-4 zeigt durch den hohen Anteil an Legierungselementen hier nahezu keinen Abfall der Härte über die Werkstofftiefe. Die Varianten 18CrNiMo7-6+HH und 18CrNiMo7-6+HL lassen einen Härteabfall mit zunehmender Werkstofftiefe erkennen, die Verläufe sind sehr ähnlich, nur hinsichtlich der Absolutwerte unterschiedlich. Die stärkste Minderung der Härte mit zunehmender Werkstofftiefe aller hier untersuchten Werkstoffe weist die Variante 17NiCrMo6-4 auf. Dies lässt sich jedoch auf die

geringeren Legierungsanteile zurückführen. Die Werkstoffvariante 16MnCr5 aus FVA-Nr. 271 [Tob01b] ist durch einen etwas stärkeren Abfall der Härte­werte im Vergleich zur Variante 17NiCrMo6-4 sowie die geringsten Absolutwerte der Härte gekennzeichnet. Dies korreliert mit der unterschiedlichen Härtebarkeit der einzelnen Werkstoffe.

In 11 mm Werkstofftiefe liegt beim Werkstoff 26MnCrNiMo6-5-4 ein Härte­wert von 51 HRC (Mittelwert aus beiden Durchmessern) vor. Beim Werkstoff 18CrNiMo7-6+HH wurde in 11 mm Werkstofftiefe ein Härte­wert von 45 HRC ermittelt, die Variante 18CrNiMo7-6+HL weist in dieser Werkstofftiefe einen geringeren Wert von 42 HRC auf. Die Variante 17NiCrMo6-4 ist durch die geringsten Härte­werte in 11 mm Werkstofftiefe von 35 HRC (Mittelwert) gekennzeichnet. Die Ergebnisse der Einzelmessungen sind im Anhang A.2 belegt.

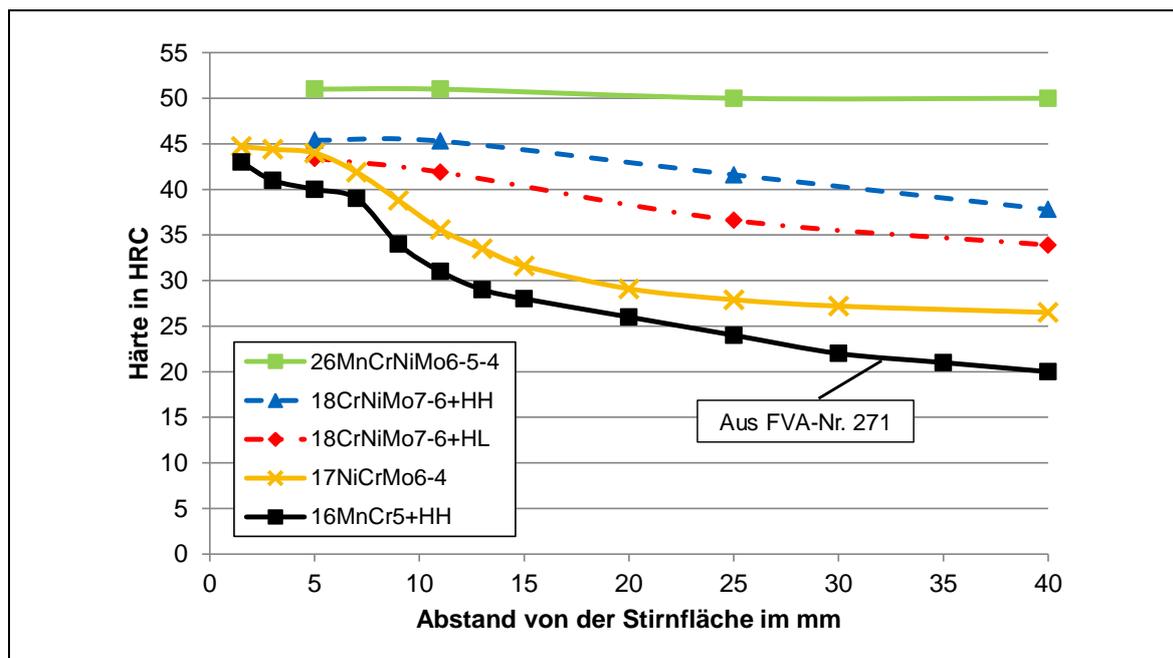


Bild 5.1: Vergleich der Jominy-Kurven der untersuchten Werkstoffe, ergänzt um die Jominy-Kurve des Werkstoffes 16MnCr5 aus FVA-Nr. 271 [Tob01b]

Die Ergebnisse zum Reinheitsgrad sind in Tabelle 5.3 zu sehen. Die Auswertung erfolgte nach ISO 4967 Methode A [ISO98] bzw. ASTM E45 [AST13].

Tabelle 5.3: Ergebnisse der Reinheitsgradbestimmung nach ISO 4967 Methode A* [ISO98] bzw. ASTM E45** [AST13], Angaben aus den Werkprüfzeugnissen

Werkstoff	Bestimmung Reinheitsgrad nach ISO 4967 Methode A bzw. ASTM E45								
	A		B		C		D		DS
	dünn	dick	dünn	dick	dünn	dick	dünn	dick	
26MnCrNiMo6-5-4*	0,0	0,0	1,0	0,5	0,5	0,5	1,0	0,5	1,3
18CrNiMo7-6+HH*	0,0	0,0	1,0	0,5	0,5	0,5	1,0	0,5	1,0
18CrNiMo7-6+HL*	0,0	0,0	0,8	0,5	0,5	0,5	0,8	0,5	1,3
17NiCrMo6-4** (D = 150 mm)	0,5	0,5	0	0	0	0	0	0	k.A.
17NiCrMo6-4** (D = 350 mm)	0	0	0,3	0	0	0,7	1,3	0,7	k.A.

5.2 Voruntersuchungen zur Wärmebehandlung

Eines der Hauptaugenmerke liegt bei den hier durchgeführten Untersuchungen auf dem Einfluss der CHD im Zahnfuß auf die Zahnfußtragfähigkeit. Dafür wurden unterschiedliche Soll-CHD-Werte für den Zahnfuß vorgegeben (siehe Tabelle 5.4). Bei den Varianten mit einer $CHD_{Fu\beta}$ von $0,15 \cdot m_n$ wurde ein um den Zielwert symmetrisches Toleranzfeld vorgesehen, um die Empfehlung der Norm von $0,1 \dots 0,2 \cdot m_n$ möglichst in der Mitte zu treffen. Bei den Varianten mit einer $CHD_{Fu\beta}$ von $0,30 \cdot m_n$ wurde das Toleranzfeld zu höheren Werten verschoben. Damit soll erreicht werden, dass eine Differenzierung zur Variante mit einer $CHD_{Fu\beta}$ von $0,25 \cdot m_n$ eingehalten werden kann. Bei den Zusatzvarianten mit einer $CHD_{Fu\beta}$ von $0,25 \cdot m_n$ wurde ebenfalls ein symmetrisches Toleranzfeld vorgegeben, während bei der Variante der Baugröße Modul 8 mm mit $CHD_{Fu\beta}$ von $0,40 \cdot m_n$ das Toleranzfeld zu höheren Werten hin verschoben ist.

Tabelle 5.4: Zielgrößen sowie Toleranzfelder für die $CHD_{Fu\beta}$ -Werte

Werkstoff	CHD-Werte in mm	$m_n = 5 \text{ mm}$			$m_n = 8 \text{ mm}$				$m_n = 12 \text{ mm}$		
		Bezogene CHD			Bezogene CHD				Bezogene CHD		
		$0,15 \cdot m_n$	$0,25 \cdot m_n$	$0,30 \cdot m_n$	$0,15 \cdot m_n$	$0,25 \cdot m_n$	$0,30 \cdot m_n$	$0,40 \cdot m_n$	$0,15 \cdot m_n$	$0,25 \cdot m_n$	$0,30 \cdot m_n$
26MnCrNiMo6-5-4	exakt	0,75			1,20		2,40		1,80		3,60
	Toleranz	$\pm 0,10$			$\pm 0,20$		+ 0,30		$\pm 0,20$		+ 0,30
18CrNiMo7-6+HH	exakt	0,75	1,25	1,50	1,20	2,00	2,40	3,20	1,80	3,00	3,60
	Toleranz	$\pm 0,10$	$\pm 0,15$	+ 0,20	$\pm 0,20$	$\pm 0,20$	+ 0,30	+ 0,30	$\pm 0,20$	$\pm 0,20$	+ 0,30
18CrNiMo7-6+HL	exakt	0,75			1,20		2,40		1,80		3,60
	Toleranz	$\pm 0,10$			$\pm 0,20$		+ 0,30		$\pm 0,20$		+ 0,30
17NiCrMo6-4	exakt	0,75			1,20		2,40		1,80		3,60
	Toleranz	$\pm 0,10$			$\pm 0,20$		+ 0,30		$\pm 0,20$		+ 0,30

Zur Einstellung der vorgegebenen CHD-Werte im Zahnfuß wurden daher umfangreiche Vorversuche an zusätzlichen Prüfrädern aus der gleichen Werkstoffcharge an Zahnradsegmenten (siehe Bild 5.2) zur Wahl der Wärmebehandlungsparameter durchgeführt. Ergänzend wurden bei den Vorversuchen teilweise Begleitproben (Rundprobe 30 x 60 mm) aus der gleichen Werkstoffcharge beigelegt.

Nachfolgend werden in Tabelle 5.5 die Ergebnisse aus den Vorversuchen dargestellt. Der Vergleich der Soll- $CHD_{Fu\beta}$ -Werte mit den Ist- $CHD_{Fu\beta}$ -Werten lässt erkennen, dass die sich einstellenden CHD-Werte im Zahnfuß der Variante 26MnCrNiMo6-5-4 im Vergleich zur Vorgabe immer höher ausfallen. Der Werkstoff 17NiCrMo6-4 weist hier tendenziell geringere tatsächlich vorliegende CHD-Werte im Zahnfuß im Vergleich zur Vorgabe auf, diese Unterschiede nehmen mit steigender CHD zu. Die Ergebnisse der Werkstoffe 18CrNiMo7-6+HH und 18CrNiMo7-6+HL gruppieren sich im Bereich der Vorgaben und tendenziell etwas darunter. Ein

Vergleich der gemessenen $CHD_{Fu\beta}$ -Werte mit den Ergebnissen an den Begleitproben zeigt bei allen Varianten, dass die CHD-Werte an den Begleitproben eher höher ausfallen als im Zahnfuß gemessen wurde (Ergebnisse dazu im Anhang A.3). Im rechten Teil der Tabelle 5.5

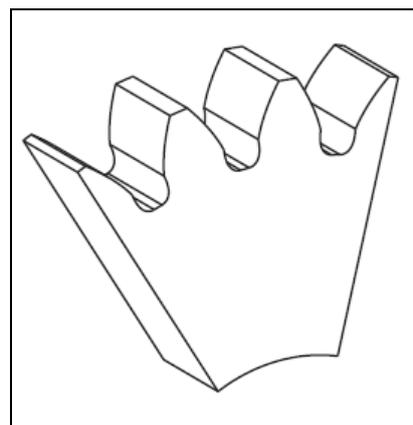
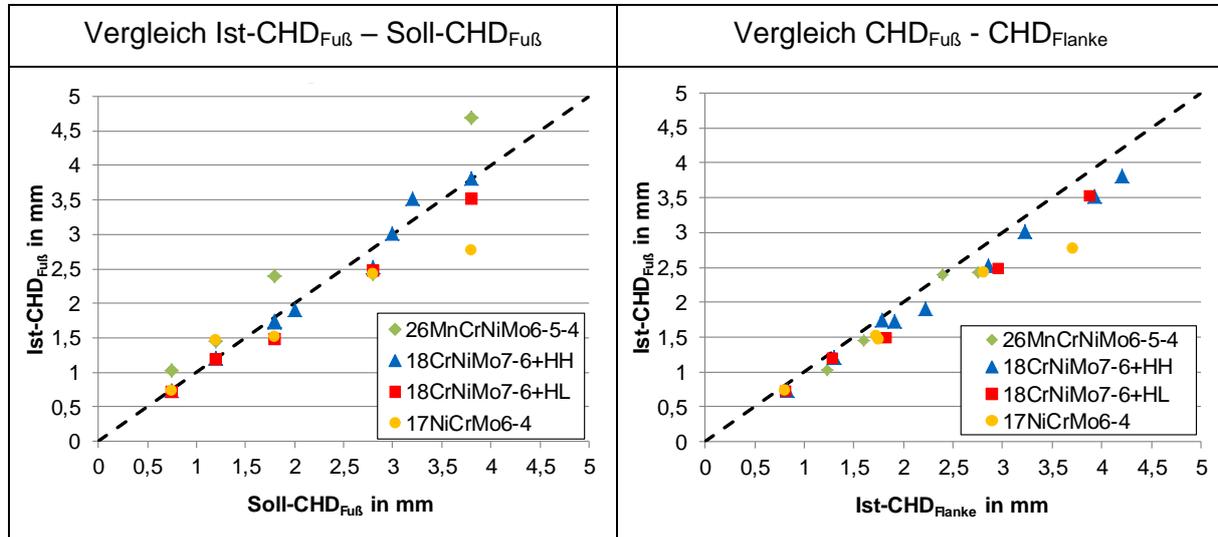


Bild 5.2: Schematische Darstellung des Zahnradsegmentes für die Vorversuche

werden die gemessenen CHD-Werte im Zahnfuß und auf der ungeschliffenen Zahnflanke verglichen. Die Ergebnisse belegen, dass die CHD im Zahnfuß im Vergleich zur Zahnflanke nahezu immer geringer ausfällt. Diese Differenz nimmt mit zunehmender CHD tendenziell zu.

Tabelle 5.5: Ergebnisse der Vorversuche zur Wärmebehandlung (durchgeführt an Zahnradsegmenten)



5.3 Dokumentation der Prüfzahnräder

Nachfolgend werden die Ergebnisse der umfangreichen Untersuchungen zur Dokumentation und Charakterisierung der Prüfzahnräder, wie in Kapitel 4.1 beschrieben, dargestellt.

5.3.1 Variantenbezeichnung

Die Bezeichnungssystematik der einzelnen Varianten ist in Bild 5.3 zusammengefasst. Jede Prüfvariantenbezeichnung ist wie folgt aufgebaut: X_my_0zz.

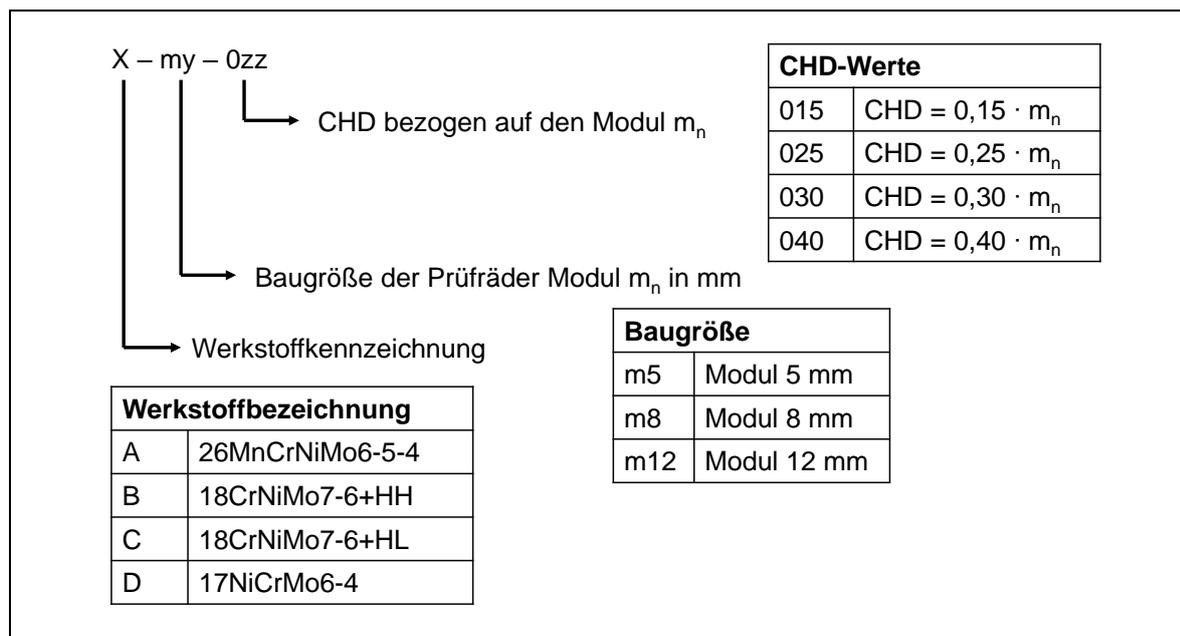


Bild 5.3: Bezeichnungssystematik der einzelnen Prüfzahnradvarianten

5.3.2 Vergleich der Soll – Ist Geometrie und Rauheitswerte im Zahnfuß

Zur Bestimmung der vorliegenden Ist-Geometrie werden von jeder Prüfvariante jeweils von 1-2 Prüfrädern Konturscans über 3 Zähne angefertigt. Besonderes Augenmerk liegt auf der Zahnfußrundung und deren Feingestalt. Diese werden mit der berechneten Geometrie aus der Auslegung verglichen. Bei Vorliegen von geometrischen Abweichungen wird die berechnete Geometrie angepasst bis diese der real vorliegenden Geometrie entspricht. Daraus werden die Umrechnungsfaktoren, siehe Kapitel 4.4, bestimmt. Das Ergebnis des Konturabgleichs ist exemplarisch in Bild 5.4 veranschaulicht. Insgesamt weisen alle untersuchten Varianten eine gute Übereinstimmung auf.

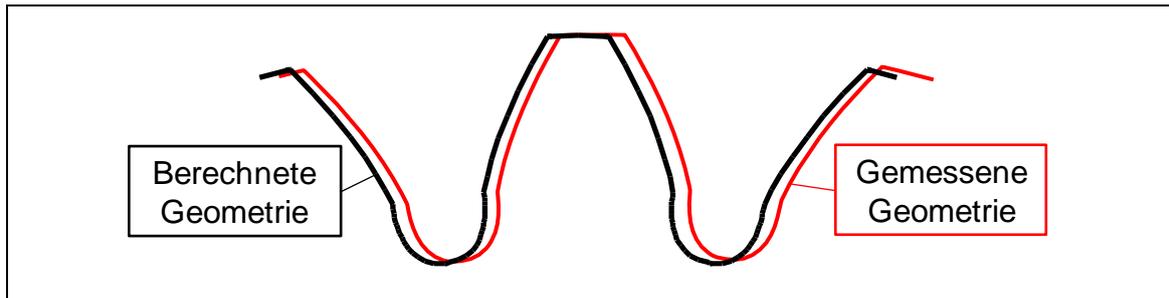


Bild 5.4: Konturabgleich zwischen der gemessenen und berechneten Geometrie der Prüfräder (Beispiel)

Weiterhin ist die vorliegende Rauheit im (ungeschliffenen) Zahnfuß von Bedeutung. Dazu werden taktile Rauheitsmessungen im Zahnfuß, je Variante 3 Messungen in Profilrichtung über die Zahnbreite mit anschließender Mittelwertbildung mit Hilfe eines elektronischen Tastschnittgerätes des Typs T8000 der Firma HOMMEL durchgeführt. Dabei kommt ein phasenkorrigierter Hochpassfilter nach DIN EN ISO 11562 [DIN98a] zum Einsatz. Die Messgeschwindigkeit beträgt dabei 0,50 mm/s. Durch die teilweise sehr eingeschränkte Zugänglichkeit wird die Messung der Rauheit im Zahnfuß in der Rundung eines Bruchzahnes durchgeführt und die Messstrecke den Erfordernissen angepasst. Ein exemplarischer Messschrieb zur Ermittlung der Rauheit im Zahnfuß ist für die Variante B_m5_015 in Bild 5.5 dargestellt.

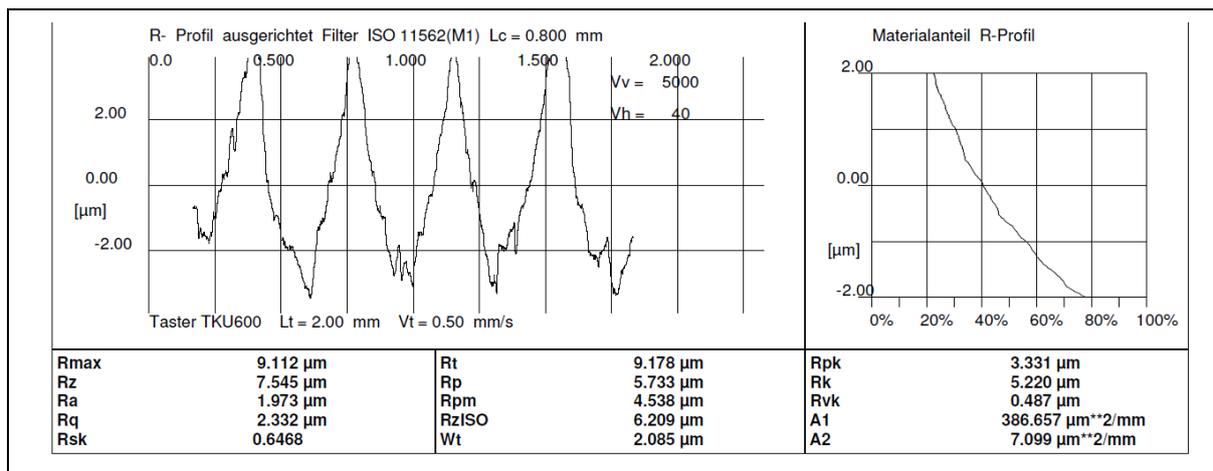


Bild 5.5: Exemplarischer Messschrieb zur Ermittlung der Rauheit im Zahnfuß für die Variante B_m5_015

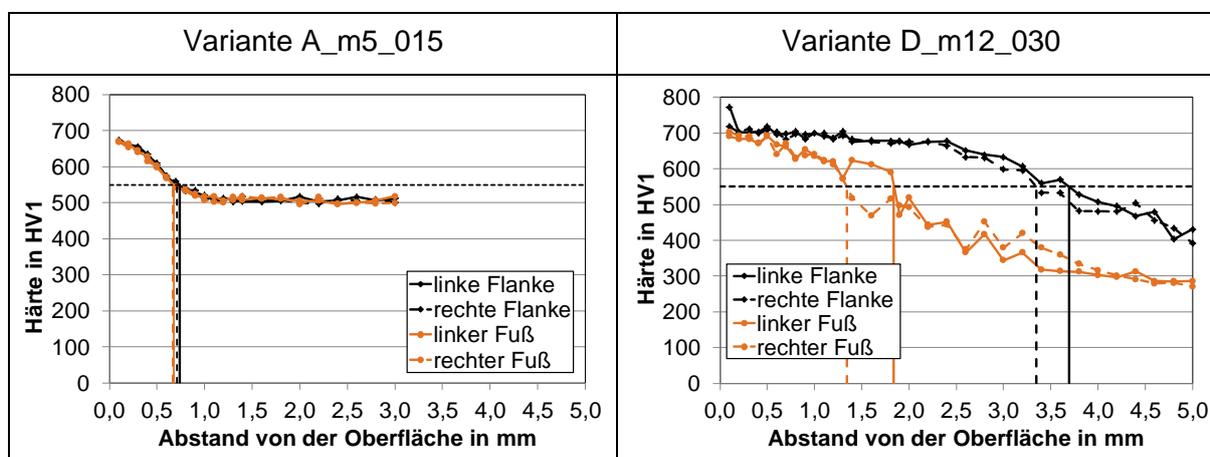
Insgesamt werden nachfolgende Rauheitswerte ermittelt:

- Modul 5 mm: Rz = 7,6 – 8,8 µm
- Modul 8 mm: Rz = 6,5 – 10,9 µm
- Modul 12 mm: Rz = 5,9 – 12,7 µm

5.3.3 Härtemessungen und Bestimmung der Einsatzhärtungstiefe (CHD)

Nach den umfangreichen Voruntersuchungen zur Wärmebehandlung und deren Auswertung (siehe Kapitel 5.2) wurden die Prüfräder der einzelnen Varianten wärmebehandelt. Dabei erfolgte die Wärmebehandlung der Prüfräder je Variante im Stapel. Zur Charakterisierung des Wärmebehandlungsergebnisses jeder Variante wurden im Zuge der versuchsbegleitenden Untersuchungen eine Vielzahl an Härtetiefenverläufen und Ermittlungen der CHD durchgeführt, wie in Kapitel 4.1.2 dargelegt. Die Ermittlung der Härtetiefenverläufe erfolgte dabei an der Zahnflanke (ungeschliffener Zustand) und im Zahnfuß (im Bereich der 30°-Tangente, ebenfalls ungeschliffener Zustand). Nachfolgend werden exemplarisch Härtetiefenverläufe für zwei unterschiedliche Werkstoff-, Baugrößen- und CHD-Varianten dargestellt. Im Anschluss erfolgt eine vergleichende Darstellung für alle untersuchten Prüfvarianten.

Tabelle 5.6: Exemplarische Darstellung der Härtetiefenverläufe (Grenzhärte 550 HV) der Varianten A_m5_015 und D_m12_030, ermittelt jeweils an ungeschliffenen und reinigungsgestrahlten Prüfrädern an ungeprüften Zähnen



Beim Härtetiefenverlauf der Variante A_m5_015 lässt sich eine Randhärte von etwa 670 HV1 sowie eine $CHD_{Fu\beta}$ von etwa 0,68 mm erkennen. Weiterhin weisen Zahnflanke und Zahnfuß einen nahezu identischen Härtetiefenverlauf auf. Bei der Baugröße Modul 12 mm weist die Variante D_m12_030 eine Randhärte von etwa 700 HV1 auf. Im Vergleich zur Variante A_m5_015 ist der Härtetiefenverlauf der Variante D_m12_030 durch deutliche Unterschiede in den einzelnen Härtetiefenverläufen gekennzeichnet, so dass die CHD im Zahnfuß etwa nur die Hälfte des Wertes der CHD an der Zahnflanke beträgt. Weiterhin sind vor allem die Härtetiefenverläufe im Zahnfuß durch größere Schwankungen in den Messwerten charakterisiert. Die Unterschiede in der CHD zwischen Zahnflanke und Zahnfuß sind bei der Variante D auf die geringere Härtebarkeit des Werkstoffes zurückzuführen. Es zeigt sich somit, dass die Härtebarkeit mit zunehmender Baugröße an Bedeutung gewinnt.

Unter der Annahme einer sich annähernd vergleichbaren Einstellung der CHD über den Härtestapel, wurde zunächst ein Prüfrad aus dem Härtestapel einer Variante, ohne besondere Berücksichtigung der Lage dieses Prüfrades im Härtestapel, untersucht. Die ermittelten Ergebnisse zeigten jedoch z. T. größere Abweichungen zwischen den tatsächlich vorliegenden CHD-Werten und den Vorgaben. Dies ist vor allem bei den Varianten D der Fall, also dem Werkstoff mit der geringsten Härtebarkeit aller hier untersuchten Werkstoffe. Daraufhin wurden systematische Untersuchungen hinsichtlich der CHD-Werte durchgeführt. Dafür erfolgten je Variante Untersuchungen zu den Härtetiefenverläufen und zur Ermittlung der CHD an einem ungeprüften Zahn eines Prüfrades, das am Rand bzw. nahe des Randes des Härtestapels lag

sowie an einem Zahn eines Prüfrades, welches in der Mitte bzw. nahe der Mitte des Härtestapels positioniert war.

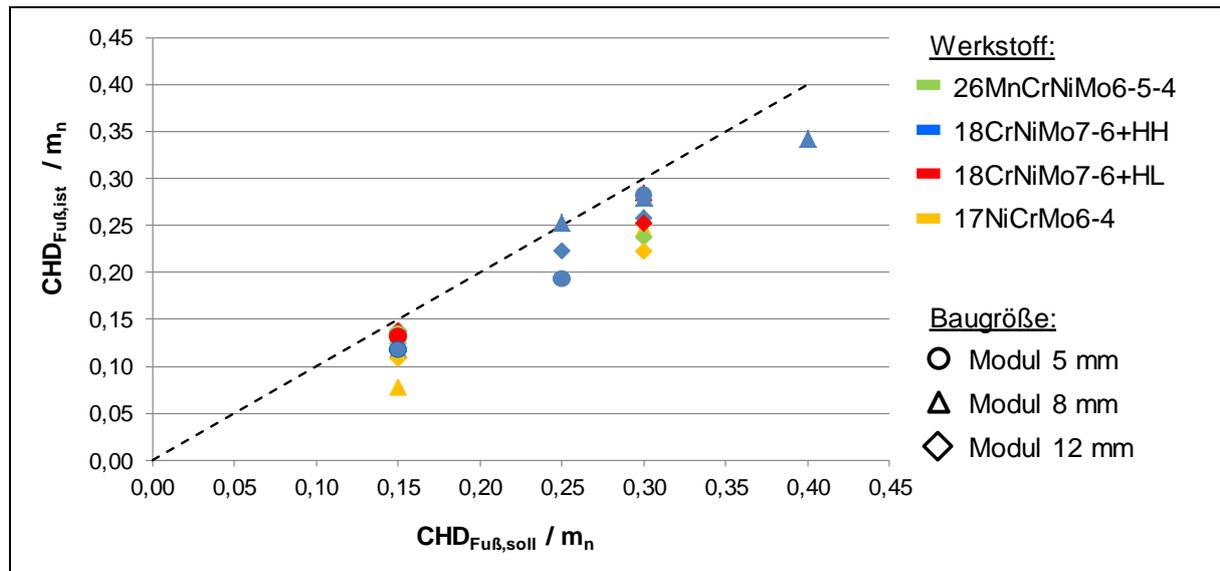


Bild 5.6: Gegenüberstellung der ermittelten $CHD_{Fu\beta,ist}$ -Werte mit den Vorgaben in Abhängigkeit der Lage des Prüfrades im gehärteten Stapel, hier für die Lage am Rand bzw. nahe des Randes

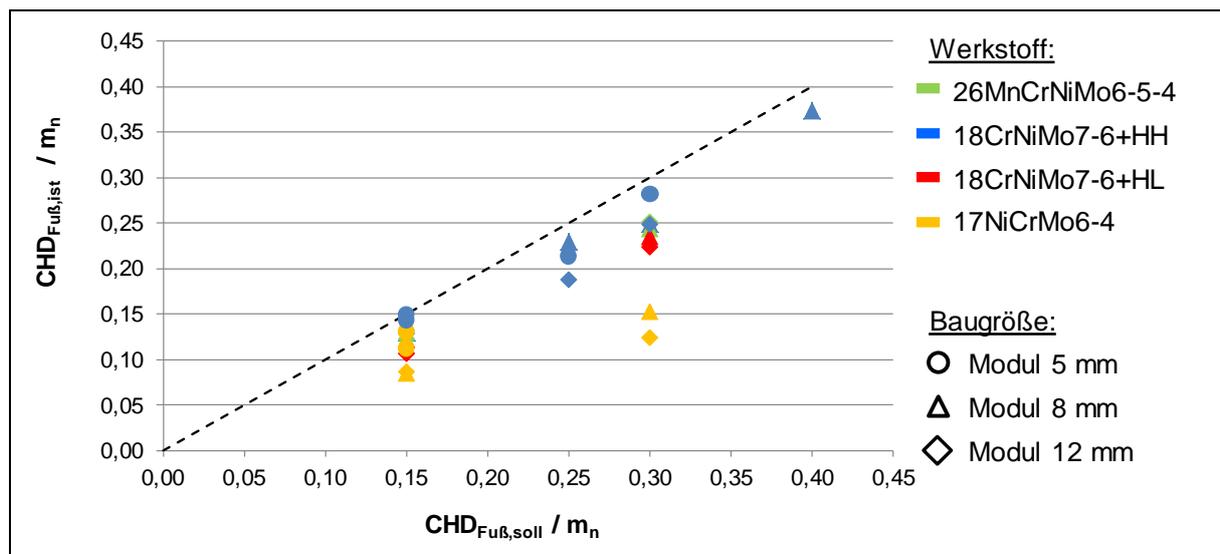


Bild 5.7: Gegenüberstellung der ermittelten $CHD_{Fu\beta,ist}$ -Werte mit den Vorgaben in Abhängigkeit der Lage des Prüfrades im gehärteten Stapel, hier für die Lage Prüfrad in der Mitte bzw. nahe der Mitte im gehärteten Stapel

In Bild 5.6 und Bild 5.7 sind die gemessenen $CHD_{Fu\beta,ist}$ -Werte aller Varianten in Abhängigkeit der Lage des Prüfrades im gehärteten Stapel dargestellt. Liegen die Messwerte auf der Winkelhalbierenden, so entsprechen diese den Vorgaben. In Bild 5.6 sind die Ergebnisse der Prüfräder, die am Rand bzw. nahe dem Rande im Härtestapel positioniert waren, zu sehen. Tendenziell liegen alle gemessenen $CHD_{Fu\beta}$ -Werte unterhalb der Vorgaben. Größere Abweichungen sind bei den Varianten D (17NiCrMo6-4) und B (18CrNiMo7-6+HH) bei größeren CHD -Werten zu erkennen. Das Bild 5.7 spiegelt die Gegebenheiten in der Mitte bzw. nahe der Mitte des gehärteten Stapels wieder. Auch hier fallen die ermittelten CHD -Werte im Zahnfuß geringer aus im Vergleich zu den Vorgaben. Dieser Sachverhalt zeigt sich vor allem bei den Varianten D (17NiCrMo6-4) durch zunehmende Abweichungen zu den Vorgaben, vor allem bei

größeren CHD-Werten. Weiterhin nehmen die Unterschiede zwischen den Prüfrädern, die am Rand bzw. randnah und in der Mitte im gehärteten Stapel waren, mit steigender CHD und geringerer Härte zu.

Nachfolgend erfolgt eine detailliertere Betrachtung der Ergebnisse der einzelnen Varianten. Es sind jeweils die ermittelten $CHD_{Fu\beta}$ -Werte (Mittelwert aus linkem und rechtem Zahnfuß inklusive Streuung) für die beiden untersuchten Zahnräder als Absolutwerte sowie auf die Baugröße bezogen dargestellt. Dabei stellt in allen Diagrammen die erste Säule jeweils die Ergebnisse des untersuchten Prüfrades am Rand im gehärteten Stapel und die zweite Säule die Ergebnisse des untersuchten Prüfrades in der Mitte des Härtestapels dar.

In Bild 5.8 sind die ermittelten $CHD_{Fu\beta}$ -Werte der Varianten der Baugröße Modul 5 mm belegt. Betrachtet werden zunächst die Varianten mit einer Standardeinsatzhärtungstiefe von $0,15 \cdot m_n$ (als Varianten „_015“ bezeichnet). Die Varianten B_m5_015 und C_m5_015 weisen im Rahmen der Streuungen vergleichbare $CHD_{Fu\beta}$ -Werte auf, die Variante A_m5_015 liegt im Mittel nur geringfügig darunter. Die Variante D_m5_015 ist durch die geringsten $CHD_{Fu\beta}$ -Werte gekennzeichnet. Bei den Varianten mit erhöhter $CHD_{Fu\beta}$ ist anzumerken, dass die Variante B_m5_025 ($0,25 \cdot m_n$) unterhalb der Vorgaben und B_m5_030 ($0,30 \cdot m_n$) im Toleranzfeld der Vorgaben liegt. Insgesamt zeigen sich nur geringe Unterschiede im Stapel. Auch die Streuung zwischen linkem und rechtem Zahnfuß eines Prüfrades fällt insgesamt sehr gering aus.

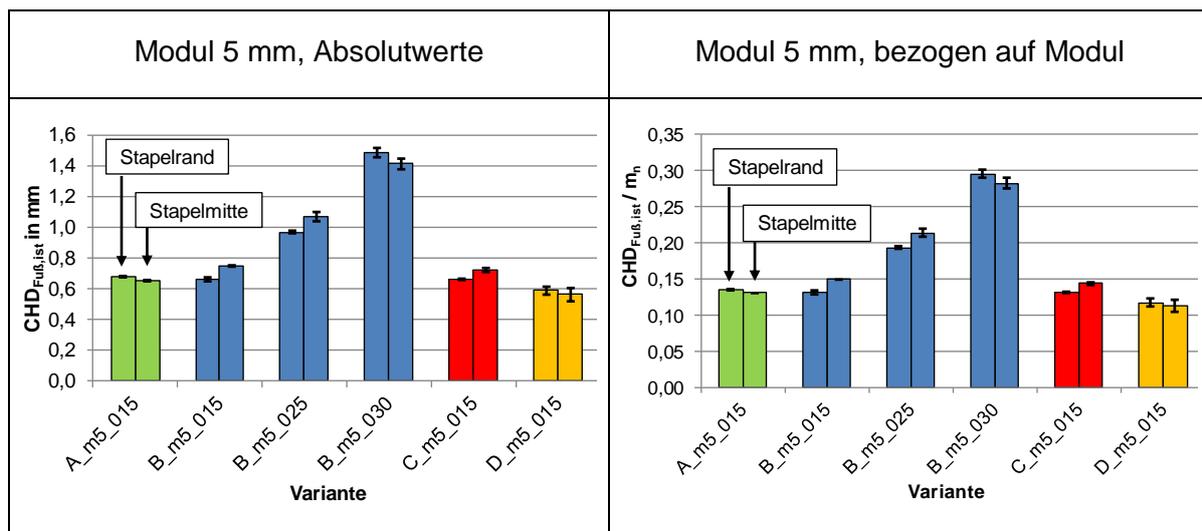


Bild 5.8: Einsatzhärtungstiefen (CHD) im Zahnfuß der Varianten der Baugröße Modul 5 mm

Für die Baugröße Modul 8 mm zeigt ein Vergleich der „015“-Varianten, dass die Varianten A_m8_015, B_m8_015 und C_m8_015 vergleichbare CHD-Werte im Zahnfuß aufweisen, die Variante D_m8_015 fällt durch etwas geringere Werte auf. Hinsichtlich der Varianten mit erhöhter $CHD_{Fu\beta}$ (Varianten _030) liegen die ermittelten CHD-Werte der Varianten A_m8_030, B_m8_030 und C_m8_030 in vergleichbarer Größenordnung vor, die Variante D_m8_030 ist durch eine geringere CHD gekennzeichnet. Weiterhin zeigt sich, dass bei den 030_Varianten die Unterschiede zwischen Rand und Mitte mit abnehmender Härte, von Variante A zu Variante D, zunehmen. Die beiden Zusatzvarianten des Werkstoffes B zeigen vergleichbare Unterschiede in den Messwerten. Auch die Streuung zwischen linkem und rechtem Zahnfuß eines Prüfrades fällt insgesamt sehr gering aus. Mit zunehmender CHD ist tendenziell auch eine Zunahme der Streuung zu erkennen.

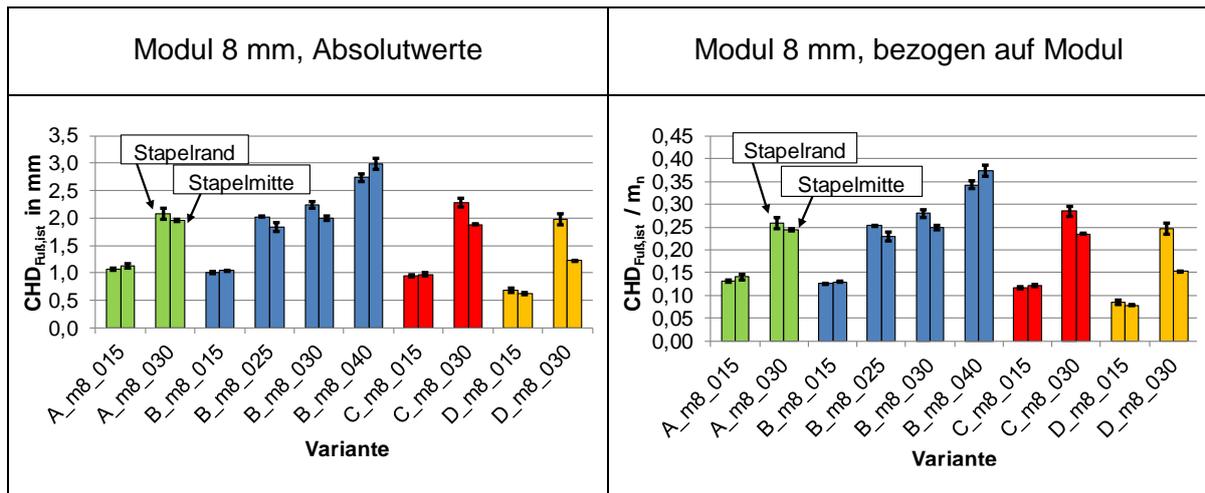


Bild 5.9: Einsatzhärtungstiefen (CHD) im Zahnfuß der Varianten der Baugröße Modul 8 mm

Die bei der Baugröße Modul 8 mm gezeigten Tendenzen lassen sich bei den Varianten der Baugröße Modul 12 mm wiedererkennen. Die Varianten der Werkstoffe A, B und C weisen vergleichbare CHD-Werte im Zahnfuß auf, dies gilt für die Standardvarianten „_015“ als auch für die Varianten mit erhöhter CHD („_030“-Varianten). Dabei ist die Variante C durch etwas größere Unterschiede in den Messwerten im Vergleich zu den Varianten A und B gekennzeichnet. Die Zusatzvariante B_m12_025 ordnet sich hinsichtlich der erzielten CHD im Zahnfuß zwischen den Varianten B_m12_015 und B_m12_030 ein. Die Variante D weist jeweils im Vergleich zu den anderen Varianten geringere CHD-Werte auf und insbesondere bei der Variante D_m12_030 sind größere Unterschiede über den Härtestapel hinweg zu erkennen. Die Streuung zwischen linkem und rechtem Zahnfuß eines Prüfrades fällt insgesamt sehr gering aus. Es lässt sich keine Systematik über den Härtestapel erkennen.

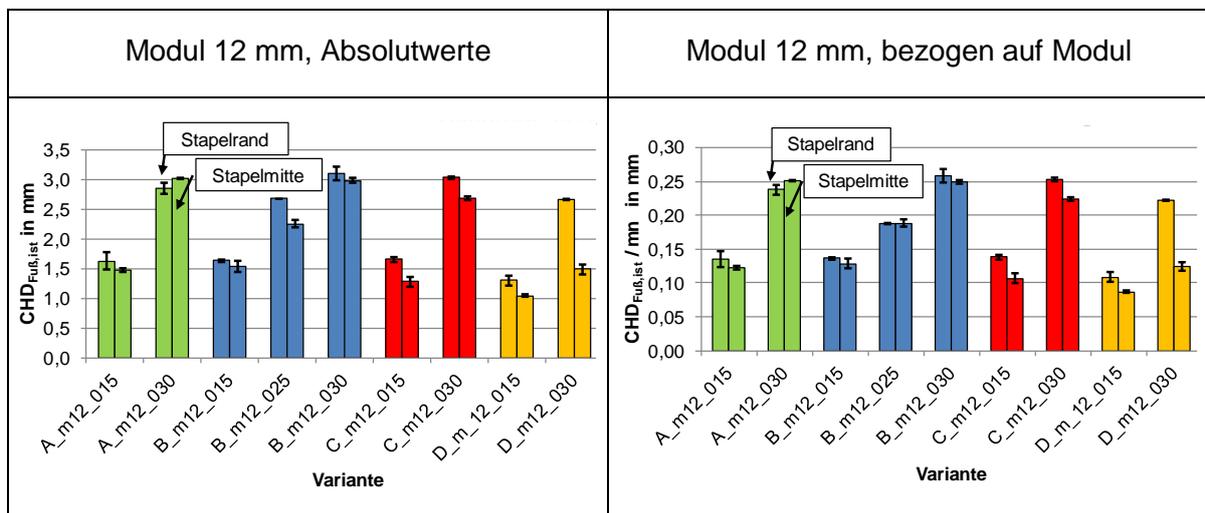


Bild 5.10: Einsatzhärtungstiefen (CHD) im Zahnfuß der Varianten der Baugröße Modul 12 mm

Zusammenfassend ist festzustellen, dass die Varianten aus dem Werkstoff D im Vergleich immer die geringsten CHD-Werte im Zahnfuß aufweisen und zwar durchgehend für alle untersuchten Baugrößen und Vorgaben für die CHD im Zahnfuß. Die CHD-Werte der Varianten A, B und C liegen für vergleichbare Baugrößen und Vorgaben hinsichtlich der CHD im Zahnfuß meist in vergleichbarer Größenordnung. Die Unterschiede in den CHD-Werten im Zahnfuß über den Härtestapel der Varianten A, B und C fallen sehr gering aus. Die Ergebnisse der

Variante D lassen mit zunehmender Baugröße und CHD einen Einfluss der Lage im Härtestapel erkennen. Ein zusätzlicher Vergleich der CHD-Werte zwischen Zahnfuß und Zahnflanke in Abhängigkeit der Lage im Härtestapel ist im Anhang A.3 zu finden.

- Rand- und Kernhärte

In den nachfolgenden Säulendiagrammen sind die ermittelten Rand- sowie Kernhärtewerte aller untersuchten Varianten, aufgeteilt nach der Baugröße, gegenübergestellt (siehe Bild 5.11 bis Bild 5.13). Bei der Randhärte handelt es sich um den Mittelwert aus linkem und rechtem Zahnfuß, der in einer Werkstofftiefe von 0,1 mm ermittelt wurde, die Kernhärte stellt den Mittelwert aus 5 Messwerten dar. Die erste Säule stellt die Ergebnisse des Prüfrades am Rand des Härtestapels und die Zweite die des Prüfrades in der Mitte des Härtestapels dar, jeweils um die Streuung der Härtemesswerte ergänzt. Zusätzlich ist in der Darstellung der Randhärte die Mindest-Anforderung an die Randhärte (660 HV1) für die Werkstoffqualität MQ nach ISO 6336-5 [ISO16] eingetragen.

Die Ergebnisse der Varianten der Baugröße Modul 5 mm werden in Bild 5.11 verglichen. Die Variante B_m5_015 zeigt den höchsten Randhärtewert und Variante A_m5_015 den geringsten. Alle Prüfvarianten erfüllen die Anforderung der ISO 6336-5 [ISO16] bezüglich der Randhärte und liegen in einem typischen Wertebereich für einsatzgehärtete Verzahnungen. Im rechten Diagramm sind die Kernhärtewerte gegenübergestellt. Die Variante A_m5_015 hat mit 500 HV10 den höchsten Kernhärtewert und die Variante D_m5_015 mit etwa 300 HV10 den Geringsten. Die Varianten aus B haben etwas höhere Kernhärtewerte im Vergleich zur Variante C_m5_015. Die Ergebnisse weisen auf keine systematischen Unterschiede der Rand- und Kernhärte sowie deren Streuung in Abhängigkeit der CHD und der Position im Härtestapel hin.

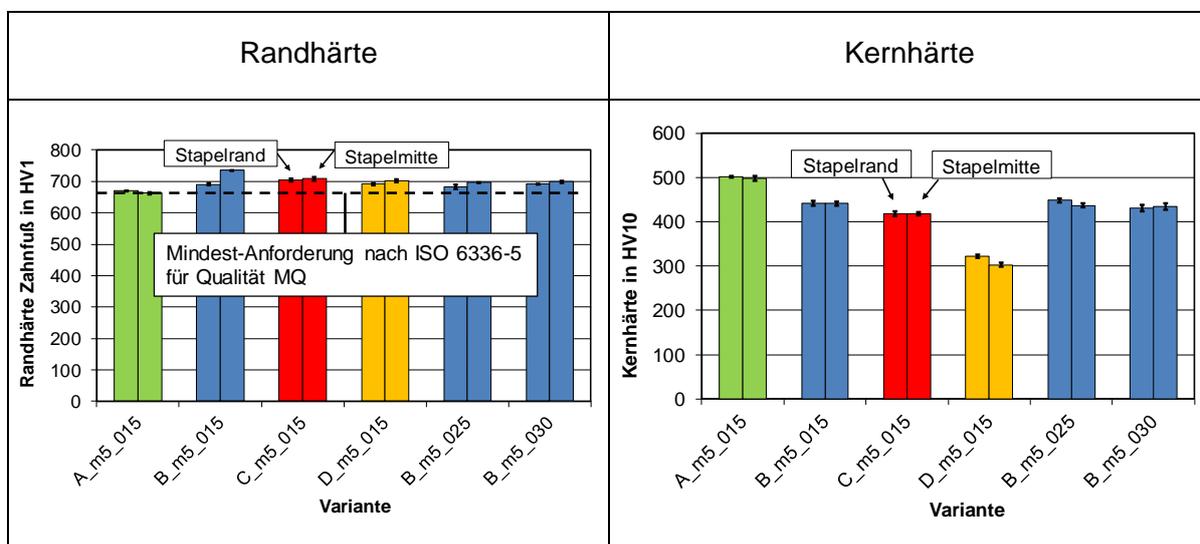


Bild 5.11: Zusammenfassung der ermittelten Rand- und Kernhärtewerte der Varianten der Baugröße Modul 5 mm

Die Ergebnisse der Varianten der Baugröße Modul 8 mm sind in Bild 5.12 dargestellt. Die Varianten A_m8_015 und C_m8_030 zeigen die höchsten Randhärtewerte und Variante D_m8_015 den Geringsten. Alle Prüfvarianten erfüllen die Anforderung der ISO 6336-5 [ISO16] bezüglich der Randhärte und liegen in einem typischen Wertebereich für einsatzgehärtete Verzahnungen. Im rechten Diagramm sind die Kernhärtewerte gegenübergestellt. Die Varianten A_m8_015 und A_m8_030 haben mit jeweils 500 HV10 den höchsten

Kernhärtewert und die Varianten D_m8_015 und D_m8_030 mit je etwa 290 bis 300 HV10 den geringsten. Die Varianten aus B haben tendenziell etwas höhere Kernhärtewerte im Vergleich zu den Varianten C. Bezüglich der Randhärte und deren Streuung zeigt sich kein Einfluss aus CHD und Position im Härtestapel. Bei der Kernhärte ist tendenziell eine Abhängigkeit von der CHD und der Position im Härtestapel erkennbar. Die Streuungen sind auf jeden Fall größer im Vergleich zur Baugröße Modul 5 mm.

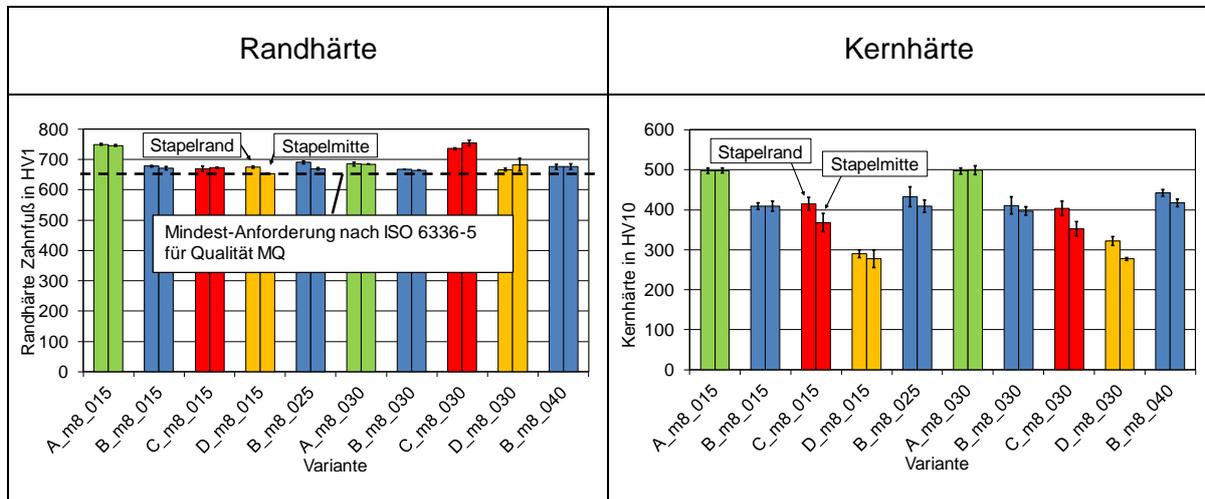


Bild 5.12: Zusammenfassung der ermittelten Rand- und Kernhärtewerte der Varianten der Baugröße Modul 8 mm

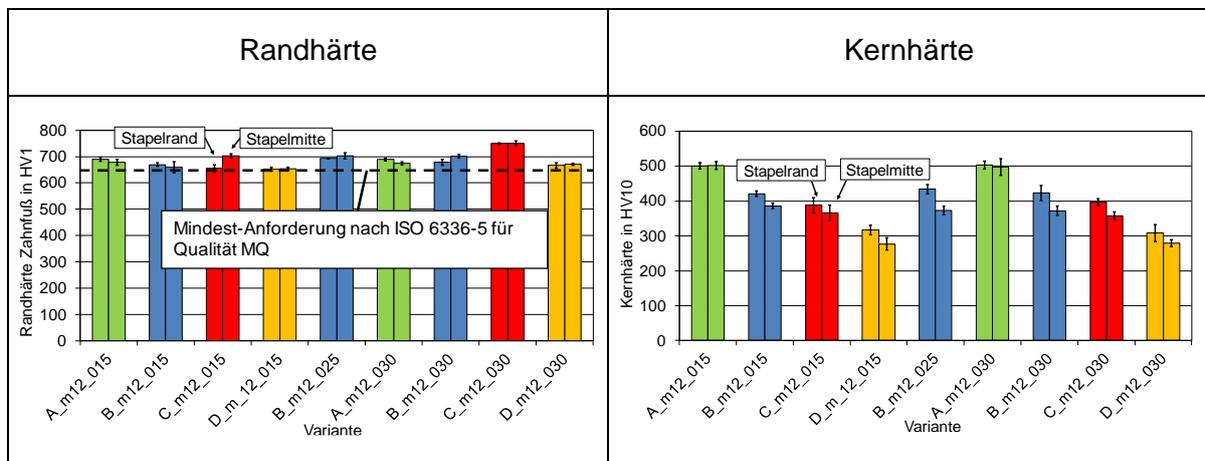


Bild 5.13: Zusammenfassung der ermittelten Rand- und Kernhärtewerte der Varianten der Baugröße Modul 12 mm

Für die Baugröße Modul 12 mm sind die Rand- und Kernhärtewerte in Bild 5.13 zusammengestellt. Hier weist die Variante C_m12_030 den höchsten Randhärtewert und die Varianten B_m12_015 und D_m12_015 die geringsten Randhärtewerte auf. Alle Prüfvarianten erfüllen die Anforderung der ISO 6336-5 [ISO16] bezüglich der Randhärtewerte und liegen in einem typischen Wertebereich für einsatzgehärtete Verzahnungen. Auch hier ist kein Einfluss der CHD und Position im Härtestapel auf die Randhärte erkennbar. Im rechten Diagramm sind die Kernhärtewerte gegenübergestellt. Die Varianten A_m12_015 und A_m12_030 haben mit jeweils 500 HV10 den höchsten Kernhärtewert und die Varianten D_m12_015 und D_m12_030 mit je etwa 300 HV10 den Geringsten. Die Varianten aus dem Werkstoff B haben tendenziell etwas höhere Kernhärtewerte im Vergleich zu den Varianten aus dem Werkstoff C. Bei der

Kernhärte ist tendenziell eine Abhängigkeit von der CHD und der Position im Härtestapel erkennbar, vergleichbar wie bei der Baugröße Modul 8 mm. Die Streuungen sind größer im Vergleich zur Baugröße Modul 5 mm.

Insgesamt liegen die Randhärte aller untersuchten Baugrößen in einem relativ engen Bereich und weisen typische Werte für einsatzgehärtete Verzahnungen auf. Hier ist kein systematischer Einfluss von Baugröße, Werkstoff und CHD erkennbar. Die Kernhärte hingegen zeigt erwartungsgemäß einen deutlichen Einfluss des Werkstoffes bzw. der Härtebarkeit. In Bild 5.14 sind die Kernhärte der Varianten „_015“ für alle Werkstoffe und Baugrößen gegenübergestellt. Dabei zeigt sich, dass die Varianten aus dem Werkstoff A die höchsten Kernhärte aufweisen. Die Varianten aus dem Werkstoff C zeigen tendenziell geringere Kernhärte im Vergleich zu den B-Varianten. Die Varianten aus dem Werkstoff D sind durch die geringsten Kernhärte gekennzeichnet. Des Weiteren ist zu erkennen, dass bei den Varianten aus dem Werkstoff A die Baugröße keinen Einfluss auf die Kernhärte hat. Bei den Varianten aus B und C ist mit zunehmender Baugröße eine leichte Abnahme der Kernhärte zu sehen. Die Varianten aus D weisen für alle untersuchten Baugrößen vergleichbare Kernhärte auf. Es zeigt sich, dass sich hinsichtlich der Kernhärte folgende Reihenfolge A – B – C – D ergibt.

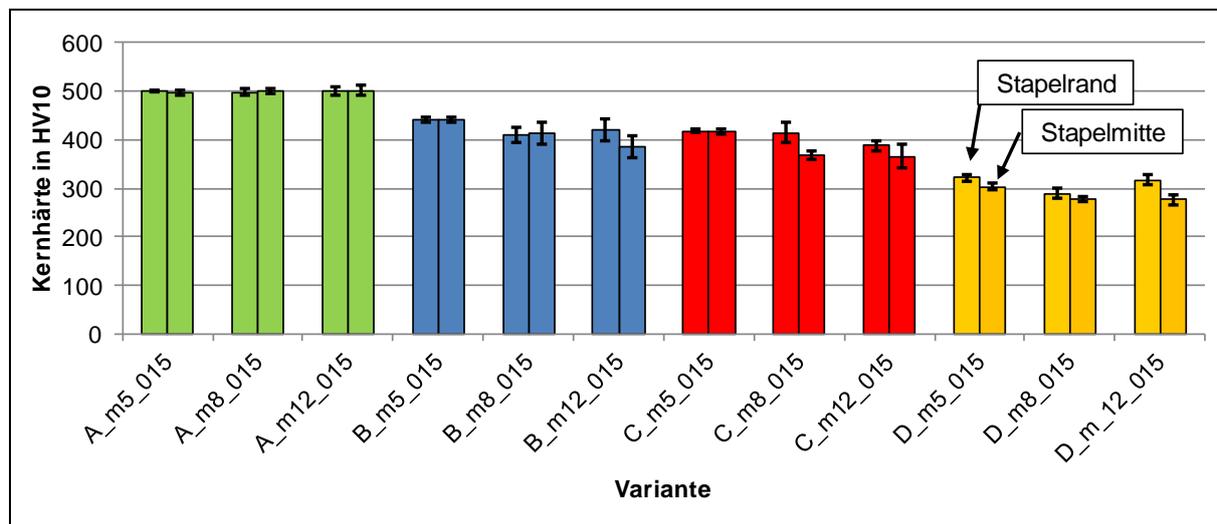


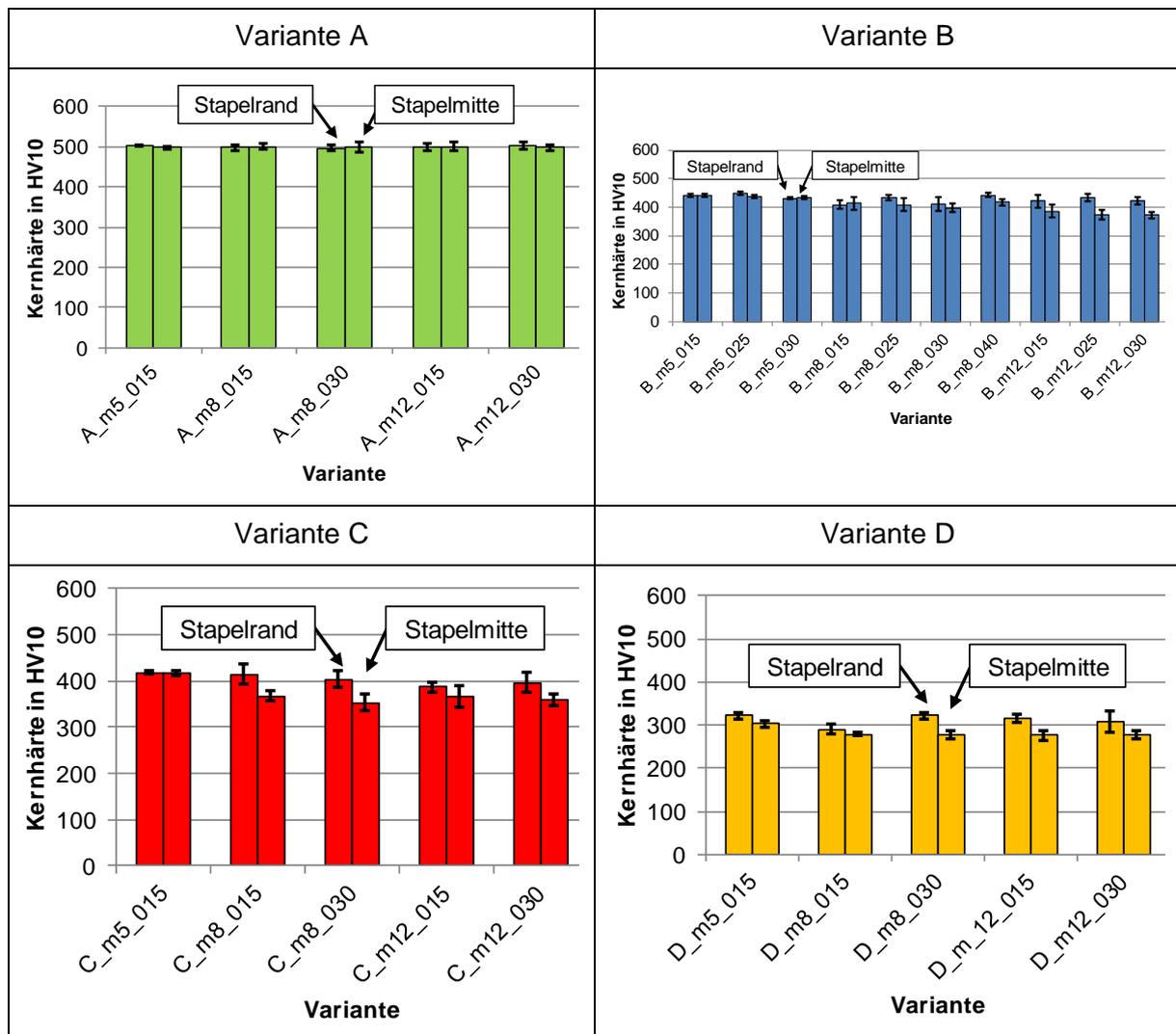
Bild 5.14: Zusammenfassung der ermittelten Kernhärte der Varianten „_015“

In Tabelle 5.7 sind die ermittelten Kernhärte für jede untersuchte Variante nach Werkstoff geordnet dargestellt. Bei den Varianten aus A liegt die Kernhärte stets bei etwa 500 HV10 unabhängig von der Baugröße und der CHD im Zahnfuß. Bei den Varianten aus B ist tendenziell eine geringfügige Abnahme der Kernhärte mit zunehmender Baugröße zu erkennen. Innerhalb einer Baugröße ist keine systematische Abhängigkeit der Kernhärte von der CHD im Zahnfuß nachvollziehbar. Die Kernhärte der Varianten aus C zeigen ebenfalls eine leichte Abnahme der Kernhärte mit steigender Baugröße. Bei der Baugröße Modul 8 mm zeigt sich eine geringfügige Abnahme der Kernhärte mit zunehmender CHD, bei der Baugröße Modul 12 mm ist eine derartige Tendenz nicht erkennbar. Die Varianten aus D weisen Kernhärte im Bereich von 300 HV10 auf und zeigen keine Abhängigkeit von der Baugröße und der CHD im Zahnfuß.

Aufgrund der hohen Kernhärte aller untersuchten Varianten des Werkstoffes A mit einer Kernhärte von etwa 500 HV unabhängig von der Baugröße, erfolgt ergänzend eine Auswertung der CHD im Zahnfuß bei einer Grenzhärte von 610 HV1. Die Ergebnisse sind im Anhang

A.7.1 belegt und werden den CHD-Werten im Zahnfuß bei einer Grenzhärte von 550 HV1 gegenübergestellt.

Tabelle 5.7: Zusammenfassung der ermittelten Kernhärtewerte, dargestellt je Variante



5.3.4 Einfluss der Stapelhärtung auf den Härtetiefenverlauf

In Kapitel 5.3.3 sind umfangreiche Messergebnisse zu den Härtetiefenverläufen aller Varianten belegt. Dabei zeigt sich tendenziell, dass mit anwachsender CHD im Zahnfuß auch die Unterschiede zwischen einem Zahnrad am Rand und in der Mitte des Härtestapels zunehmen. Vor allem die Werkstoffvariante D weist hier die größten Unterschiede auf. Die Ergebnisse lassen die Vermutung eines Einflusses des Werkstoffes zu. Aus diesem Grund wurden für die Varianten B_m12_030 sowie D_m12_030 weitergehende Untersuchungen durchgeführt. Diese Varianten haben die gleichen Ziel-CHD-Werte und gleiche Stapelhöhe (je 6 Prüfräder). Es wurde jedes Rad im Härtestapel charakterisiert. Weiterhin stellt die Variante B (18CrNiMo7-6+HH) einen gängigen Werkstoff für Zahnräder dieser Baugröße dar und die Variante D (17NiCrMo6-4) ist durch die geringste Härtebarkeit der hier untersuchten Werkstoffe gekennzeichnet.

Die ermittelten CHD-Werte im Härtestapel, sowohl für die Zahnflanke als auch den Zahnfuß, sind für die Variante B in Bild 5.15 und für die Variante D in Bild 5.16 dargestellt. Bei der

Variante B liegen die CHD-Werte auf der Zahnflanke in einem Bereich von 3,30 – 3,80 mm, im Zahnfuß wurden CHD-Werte von 2,80 – 3,60 mm ermittelt. Die CHD-Werte im Zahnfuß fallen damit tendenziell etwas geringer aus als die CHD-Werte auf der Zahnflanke. Die Werte der CHD der Zahnflanke lassen hier keine eindeutige Tendenz hinsichtlich der Lage des Prüfrades im Härtestapel erkennen. Im Zahnfuß lässt sich eine leichte Tendenz erkennen, dass Richtung Mitte des Härtestapels eine geringfügige Abnahme der CHD im Zahnfuß stattfindet. Diese ist im vorliegenden Fall leicht asymmetrisch ausgeprägt.

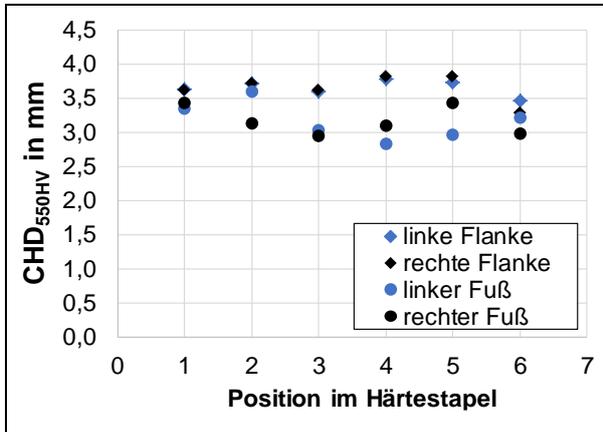


Bild 5.15: Ergebnisse CHD über Härtestapel, Variante B_m12_030

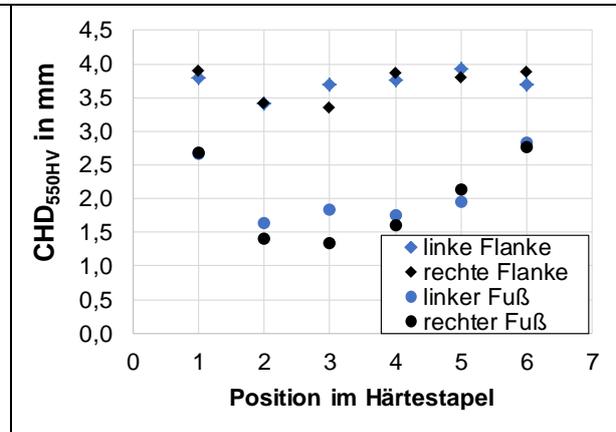


Bild 5.16: Ergebnisse CHD über Härtestapel, Variante D_m12_030

Werden die Ergebnisse der Variante D betrachtet, so zeigt sich, dass die CHD der Zahnflanke Werte in einem Bereich von 3,30 – 3,90 mm annimmt. Diese liegt damit in einer ähnlichen Größenordnung wie die CHD-Werte auf der Zahnflanke der Variante B. Hier kann auch bei der Variante D eine geringfügige Abnahme der CHD-Werte auf der Zahnflanke in Richtung Mitte des Härtestapels festgestellt werden. Im Zahnfuß wurde die CHD zu 1,40 – 2,84 mm bestimmt. Somit werden hier geringere Werte im Zahnfuß erzielt im Vergleich zur Variante B. Auch die Unterschiede zwischen Zahnflanke und Zahnfuß fallen bei der Variante D größer aus im Vergleich zur Variante B. Weiterhin lassen sich hier z.T. deutliche Unterschiede über den Härtestapel erkennen. Richtung Mitte des Härtestapels nimmt die CHD tendenziell ab, wobei diese Abnahme fast symmetrisch ausgeprägt ist, sodass in der Mitte des Härtestapels die geringsten CHD-Werte im Zahnfuß vorliegen.

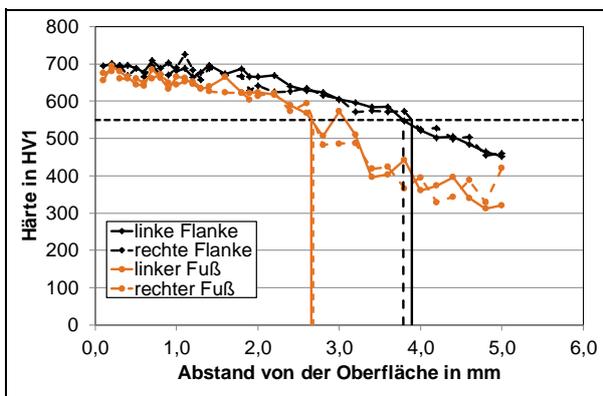


Bild 5.17: Härtetiefenverlauf D_m12_030, Rand des Stapels

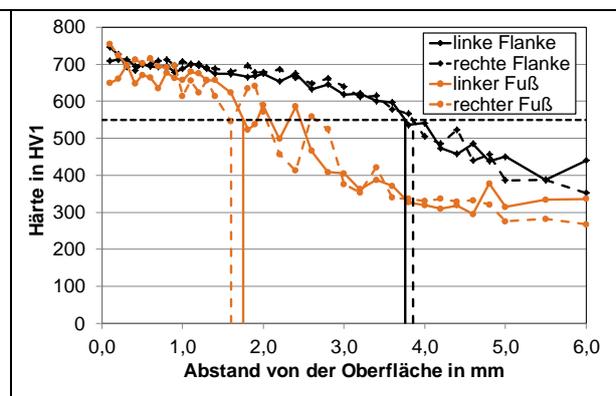


Bild 5.18: Härtetiefenverlauf D_m12_030, innerhalb des Stapels

Zu den Härtetiefenverläufen der Variante D_m12_030 haben die Untersuchungen gezeigt, dass Prüfräder aus dem Härtestapel vor allem im Zahnfußbereich höhere Schwankungen / Streuungen aufweisen im Vergleich zu einem Prüfrad am Rand des Härtestapels. Dieser

Sachverhalt ist in Bild 5.17 für ein Prüfrad am Rand des Härtestapels und in Bild 5.18 für ein Prüfrad innerhalb des Härtestapels veranschaulicht. Zur Auswertung der CHD ist anzumerken, dass diese bei der Tiefe erfolgt, bei der zum ersten Mal der Grenzwert von 550 HV1 unterschritten wird.

In Bild 5.19 und Bild 5.20 sind die Ergebnisse der Kernhärtemessungen dargestellt. Die Variante B weist hierbei Kernhärtewerte im Bereich von 368 – 425 HV10 auf, wobei bei den Prüfrädern am Rand die höchsten Kernhärtewerte ermittelt wurden. Über den Härtestapel lässt sich ein parabelförmiger Verlauf der Kernhärtewerte erkennen. Auch die Variante D ist durch einen parabelförmigen Verlauf der Kernhärtewerte charakterisiert, wobei auch hier die Randräder die höchsten Werte aufweisen. Die Kernhärtewerte umfassen einen Bereich von 268 – 310 HV10 und liegen damit deutlich unterhalb der Kernhärtewerte der Variante B. Dieser Unterschied in den Kernhärtewerten wird auf die unterschiedliche Härtebarkeit der beiden Werkstoffe zurückgeführt.

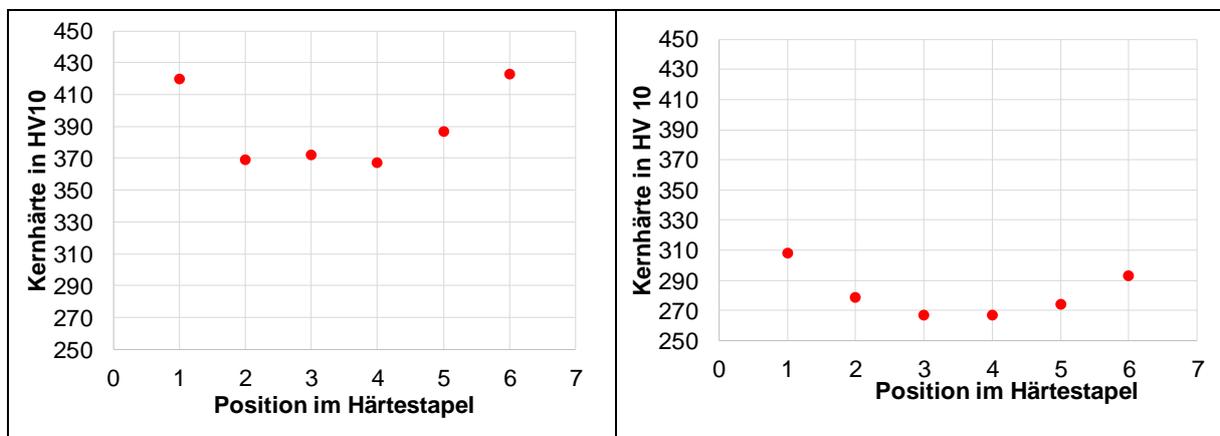


Bild 5.19: Ergebnisse Kernhärte über dem Härtestapel, Variante B_m12_030

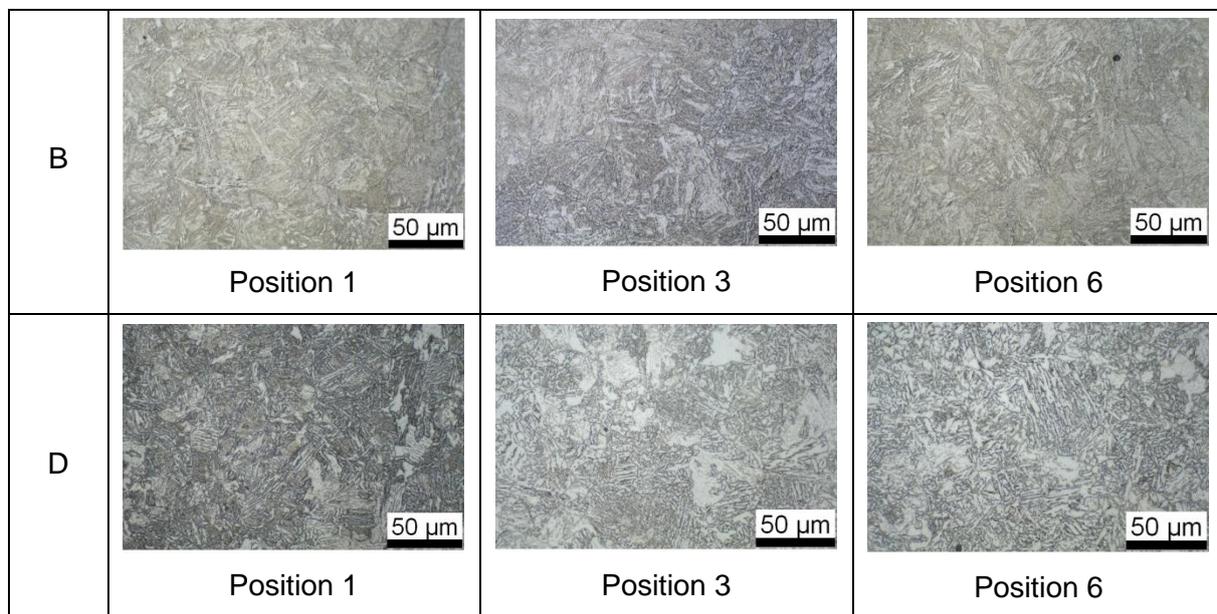
Bild 5.20: Ergebnisse Kernhärte über dem Härtestapel, Variante D_m12_030

Weiterhin sind in Tabelle 5.8 Aufnahmen der Kerngefüge über den Härtestapel der beiden Varianten gegenübergestellt. Beide Varianten weisen eine Veränderung des Kerngefüges über den Härtestapel auf. Bei der Variante B sind die Kerngefüge der Randräder (Position 1 und Position 6) annähernd vergleichbar, wobei sich das Gefüge der Mitte (Position 3) davon etwas abhebt. Das Kerngefüge des mittleren Prüfrades weist einen höheren Anteil an oberem Bainit auf als die Randräder. Damit lassen sich auch die unterschiedlichen Kernhärtewerte erklären. Bei der Variante D zeigen sich ebenfalls Unterschiede in den Kerngefügen über den Härtestapel hinweg. Hier unterscheiden sich jedoch auch die Gefüge der Randräder. Position 6 ist durch einen höheren Anteil an oberem Bainit im Vergleich zur Position 1 gekennzeichnet, Position 3 weist den höchsten Gehalt an oberem Bainit auf. So kommen auch die Unterschiede in den Kernhärtewerten zwischen den beiden Randrädern sowie im Vergleich zum Prüfrad im Härtestapel zustande. Weiterhin sind auch deutliche Unterschiede in den Anteilen an oberem Bainit der Variante B und D zu erkennen, wodurch die insgesamt geringeren Kernhärtewerte der Variante D im Vergleich zur Variante B gedeutet werden können.

Die Ursachen für diese Unterschiede sind in der Wärmebehandlung bzw. dem Abschrecken und den geometrischen bzw. physikalischen Bedingungen zu suchen. Der Stapel wird in das Ölbad eingetaucht, wodurch die einzelnen Zahnräder nacheinander eintauchen. Dies kann zu einer leichten (lokalen) Erwärmung des Ölbad und damit zu unterschiedlichen Temperaturgradienten und Abschreckbedingungen über den Stapel hinweg führen. Bei den Zahnrädern am Rand des Stapels kann die Wärme zusätzlich über die Stirnflächen abgegeben werden.

Bei den Zahnradern innerhalb des Härtestapels steht nur eine relativ kleine Oberfläche (Zahnflanke und Zahnfuß mit einer Breite von 30 mm) für den konvektiven Wärmeübergang zur Verfügung. Die restliche Wärmemenge muss mittels Wärmeleitung innerhalb des Werkstoffes transportiert werden. Daraus resultieren unterschiedliche Abkühlungsgeschwindigkeiten innerhalb der Zahnräder, aber auch zwischen den einzelnen Zahnradern, wodurch sich eine ungleichmäßige Umwandlung im Härtestapel einstellt. Die größten Unterschiede (auch in der CHD) treten im Zahnfuß auf, auf der Zahnflanke sind diese Unterschiede geringer ausgeprägt und zwar bei beiden Werkstoffen. An der Zahnflanke liegen sowohl innerhalb eines Härtestapels als auch zwischen den Härtestapeln vergleichbare Abschreckbedingungen vor, was in vergleichbaren Ergebnissen resultiert. Im Zahnfußbereich liegen (im Allgemeinen immer) schlechtere Abschreckbedingungen im Vergleich zur Zahnflanke vor. Hier wirkt auch der Radkörper als innere Wärmequelle. Bei den Unterschieden im Zahnfuß beider Werkstoffe spielen dann die Legierungselemente eine Rolle. So liegen im höherlegierten Werkstoff B höhere CHD-Werte und höhere Kernhärtewerte im Vergleich zum niedriger legierten Werkstoff D vor.

Tabelle 5.8: Gegenüberstellung der Kerngefüge der Varianten B_m12_030 und D_m12_030

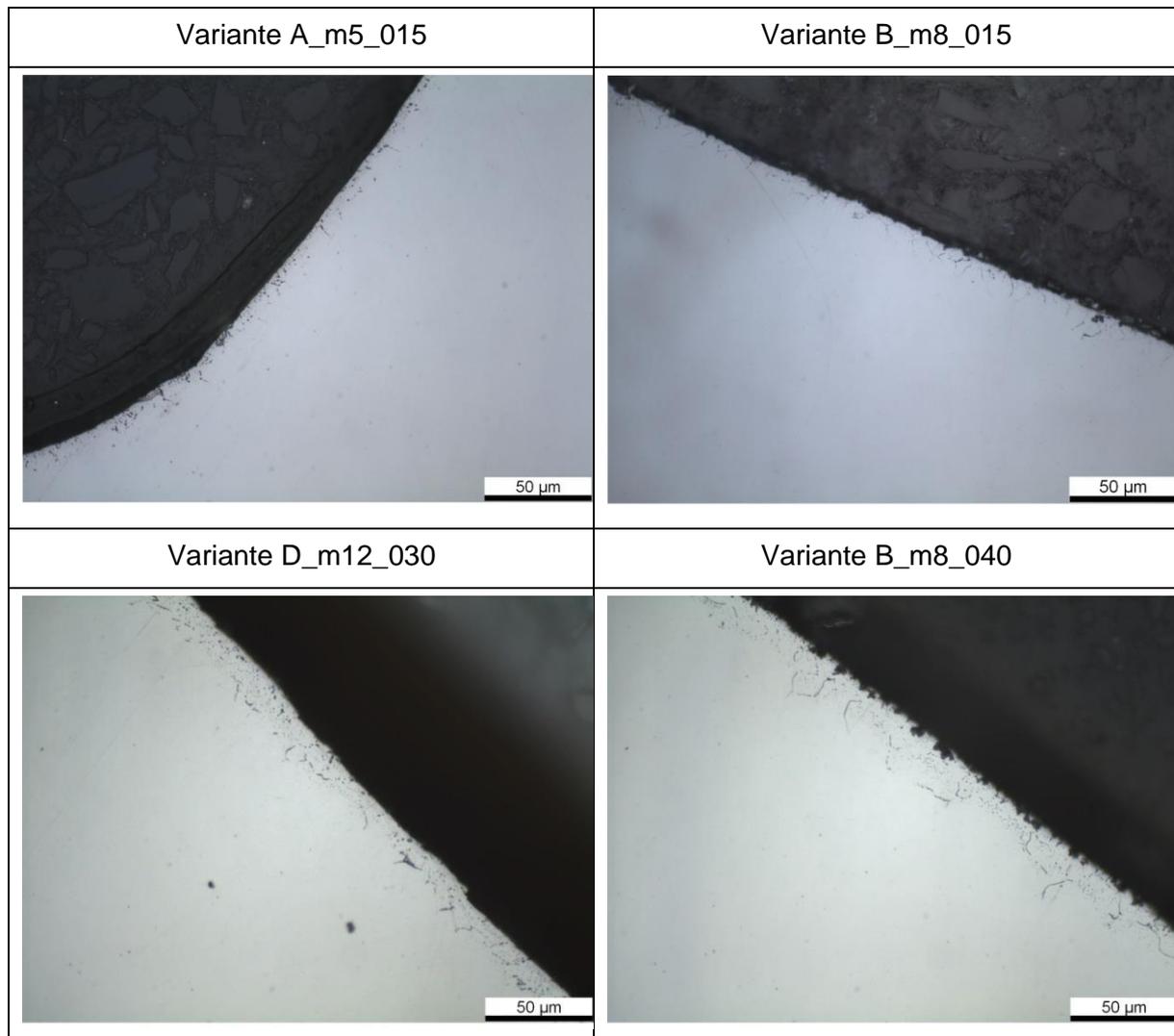


Aufgrund dieser Ergebnisse und Erkenntnisse wurden alle Ergebnisse der Untersuchungen zur Zahnfußtragfähigkeit genauer analysiert, vor allem diejenigen der Varianten D_m8_030 und D_m12_030. Dabei hat sich herausgestellt, dass es keine systematischen Auffälligkeiten hinsichtlich Ausfällen sowie Durchläufern gibt, die auf einen Einfluss der Lage der einzelnen Prüfräder im Härtestapel und der damit z. T. verbundenen unterschiedlichen Einsatzhärtungstiefe der einzelnen Prüfräder einer Variante zurückgeführt werden können. Dies wird darauf zurückgeführt, dass die Einsatzhärtungstiefen im Zahnfuß der einzelnen Varianten bzw. Prüfräder, insbesondere auch der beiden Varianten D_m8_030 und D_m12_030, im Bereich von $0,1 \dots 0,25 \cdot m_n$ liegen und damit im Bereich der optimalen Einsatzhärtungstiefe nach Stand des Wissens. Aus diesem Grund wird für die nachfolgende Auswertung der Mittelwert der Einsatzhärtungstiefe aus beiden untersuchten Zähnen je Variante im Zahnfuß herangezogen.

5.3.5 Randoxidation

Zur weiteren Charakterisierung aller Varianten fand eine umfangreiche Dokumentation des Gefügestandes jeder Variante statt. Die Untersuchungen und Dokumentation erfolgten jeweils an ungeprüften Zähnen. In Tabelle 5.9 sind exemplarisch ungeätzte Gefügebildungen im Randbereich des Zahnfußes der Varianten A_m5_015, B_m8_015, B_m8_040 sowie D_m12_030 dargestellt. An diesen Aufnahmen sind die Randoxidation und deren Ausprägung sowie deren Tiefe erkennbar. Die Varianten A_m5_015 und B_m8_015 weisen eine vergleichbare Randoxidationstiefe auf. Ein Vergleich der Varianten B_m8_015 und B_m8_040 lässt eine Zunahme der Randoxidation mit ansteigender CHD im Zahnfuß erkennen. Die Variante D_m12_030 zeigt eine etwas geringer ausgeprägte Randoxidation im Vergleich zur Variante B_m8_040.

Tabelle 5.9: Exemplarische Darstellung des Randoxidationszustandes im Zahnfußbereich der Varianten A_m5_015, B_m8_015, D_m12_030 und B_m8_040, ermittelt jeweils an ungeschliffenen und reinigungsgestrahnten Prüfrädern an ungeprüften Zähnen



In Bild 5.21 sind die ermittelten maximalen Randoxidationstiefen für jede Variante, gruppiert nach der Baugröße, gegenübergestellt. Es zeigt sich, dass für $CHD/m_n \approx \text{const.}$ die maximalen Randoxidationstiefen tendenziell mit der Baugröße (und damit verbunden einer höheren CHD im Zahnfuß) zunehmen. Des Weiteren steigt bei gleicher Baugröße erwartungsgemäß die maximale Randoxidationstiefe mit zunehmender CHD im Zahnfuß.

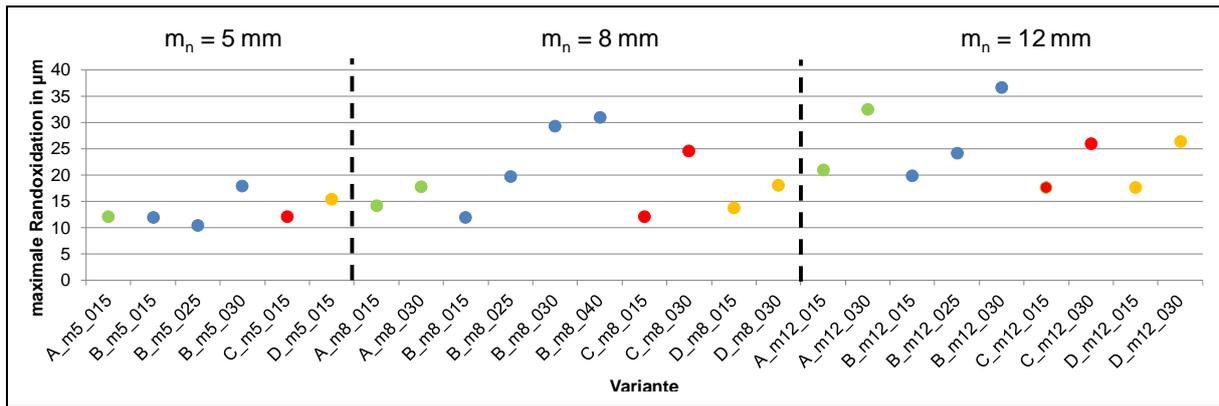
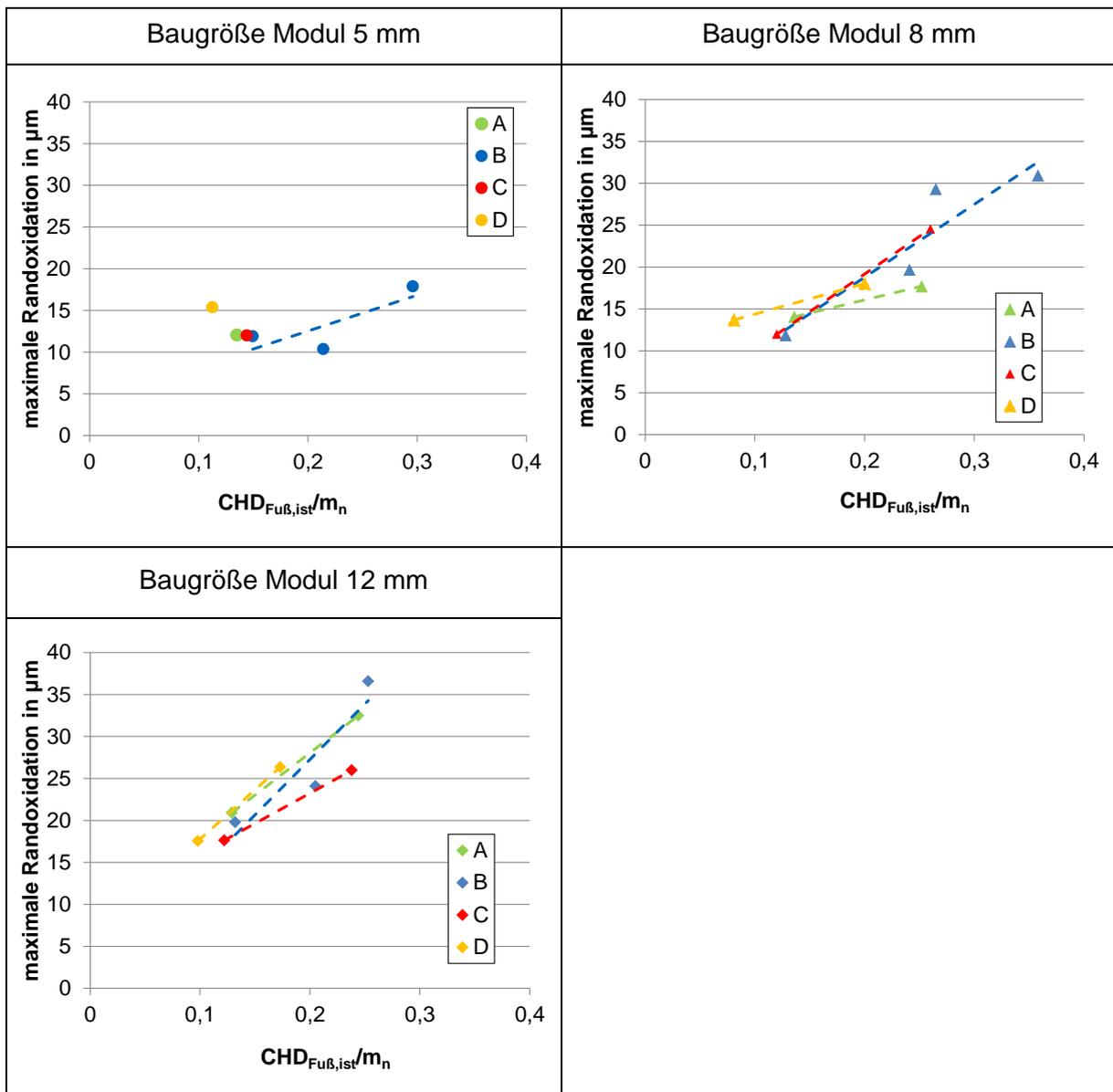


Bild 5.21: Darstellung der maximalen Randoxidationstiefen der jeweiligen Varianten

In Tabelle 5.10 sind die maximalen Randoxidationstiefen über den bezogenen $\text{CHD}_{\text{Fu}\beta, \text{ist}}$ -Werten für jede Baugröße aufgetragen.

Tabelle 5.10: Darstellung der maximalen Randoxidationstiefen der jeweiligen Varianten (oben) und über den $\text{CHD}_{\text{Fu}\beta, \text{ist}}$ -Werten (unten)

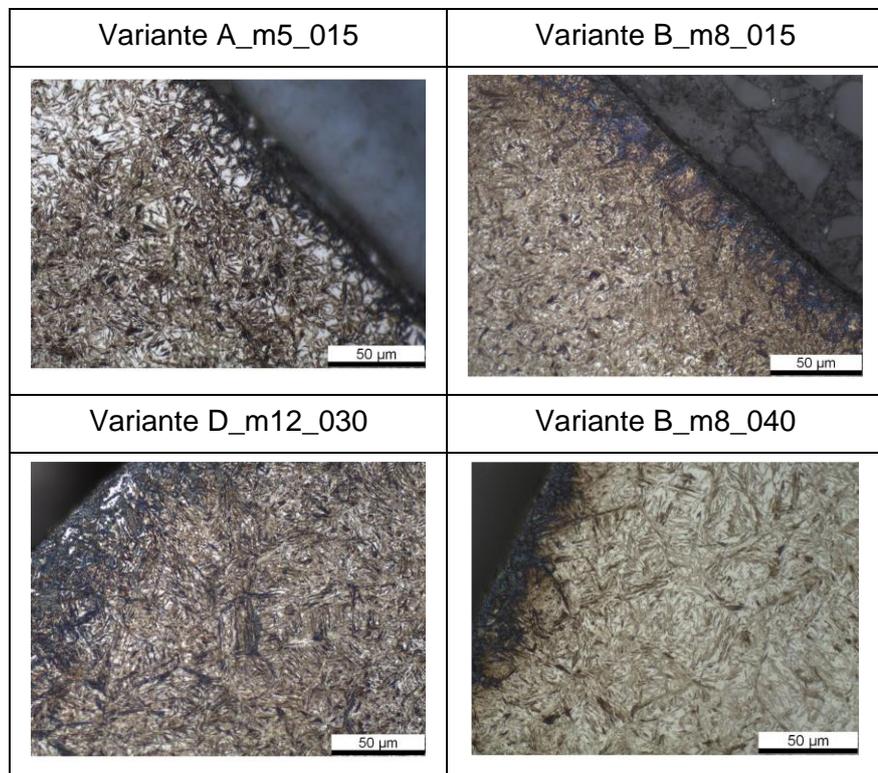


Zudem sind für jede Werkstoffvariante Trendlinien in Tabelle 5.14 eingetragen. Es zeigt sich, dass allgemein mit zunehmenden bezogenen $CHD_{Fu\beta,ist}$ -Werten die maximale Randoxidationstiefe zunimmt. Bei der Baugröße Modul 8 mm zeigen die Varianten aus B und C dabei tendenziell eine etwas stärkere Zunahme der maximalen Randoxidationstiefe mit zunehmender bezogener Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß im Vergleich zu den Varianten aus A und D. Bezüglich der Baugröße Modul 12 mm weisen jedoch alle Werkstoffvarianten eine weitestgehend vergleichbare Zunahme der maximalen Randoxidationstiefe in Abhängigkeit der relativen CHD-Werte auf. Insgesamt ist somit kein signifikanter Einfluss der hier verwendeten Werkstoffe auf die maximale Randoxidationstiefe erkennbar.

5.3.6 Gefügezustand

Tabelle 5.11 zeigt exemplarische Gefügeaufnahmen aus dem Randgefüge im Zahnfußbereich der Pulsatorräder im geätzten Zustand der Varianten A_m5_015, B_m8_015, B_m8_040 und D_m12_030. Alle untersuchten Varianten weisen ein für einsatzgehärtete Verzahnungen typisches Randgefüge bestehend aus Martensit mit Restaustenit und einem nicht-martensitischem Saum auf. Die Variante A_m5_015 ist zudem charakterisiert durch Bereiche mit lokal erhöhtem Anteil an Restaustenit. Bei Variante D_m12_030 ist nahezu kein Restaustenit zu erkennen. Variante B_m8_040 lässt auf einen höheren Anteil an Restaustenit im Vergleich zur Variante B_m8_015 schließen.

Tabelle 5.11: Exemplarische Gegenüberstellung der Gefüge im Zahnfußbereich im geätzten Zustand der Varianten A_m5_015, B_m8_015, B_m8_040 und D_m12_030



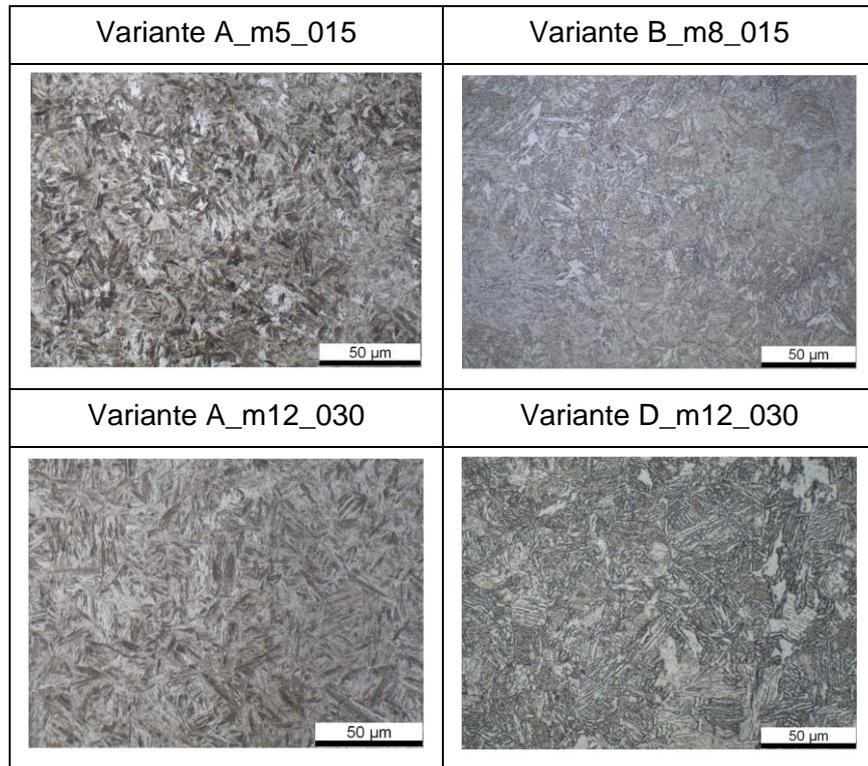
Bei Variante D_m12_030 ist nahezu kein Restaustenit zu erkennen. Variante B_m8_040 lässt auf einen höheren Anteil an Restaustenit im Vergleich zur Variante B_m8_015 schließen.

Die Aufnahmen der Kerngefüge sind in Tabelle 5.12 exemplarisch für die Varianten A_m5_015, B_m8_015, A_m12_030 und D_m12_030 dargestellt. Bei den Varianten A besteht das Kerngefüge aus Martensit und unterem Bainit, bei B_m8_015 liegt oberer und unterer Bainit vor, wobei der untere Bainit überwiegt. Die Variante D_m12_030 ist im Kern ebenfalls durch oberen und unteren Bainit charakterisiert, hierbei hat der obere Bainit jedoch den höheren Anteil. Im Gesamten variieren die Kerngefüge in Abhängigkeit des Werkstoffes. Insgesamt belegen die Gefügeauswertungen der Prüfräder der Varianten A ein Kerngefüge bestehend aus Martensit und unterem Bainit. Bei den Varianten aus B und C konnten nur geringfügige Unterschiede festgestellt werden. Beide Varianten weisen ein bainitisches Kerngefüge auf, bei dem der Anteil an unterem Bainit über dem vom oberen Bainit liegt. Die Varianten aus dem

Werkstoff B haben tendenziell einen etwas höheren Gehalt an unterem Bainit als die Varianten aus dem Werkstoff C. Dahingegen sind die Varianten aus dem Werkstoff D durch einen größeren Anteil an oberem Bainit im Vergleich zum unteren Bainit gekennzeichnet.

Insgesamt lassen sich durch die Gefüge die unterschiedlichen Kernhärte- werte der untersuchten Werkstoffe deuten. Somit korrelieren die ermittelten Kernhärte- werte mit den unterschiedlichen Härtebarkeiten der einzelnen Werkstoffe (vergleiche hierzu auch Bild 5.14 und Tabelle 5.7). Sämtliche Gefügeaufnahmen der Pulsatorräder sind im Anhang im Kapitel A.9 zusammengestellt.

Tabelle 5.12: Exemplarische Darstellung der Kerngefüge im geätzten Zustand der Varianten A_m5_015, B_m8_015, A_m12_030 und D_m12_030



5.3.7 Eigenspannungszustand

Für jede Variante wurden die Eigenspannungen im reinigungsgestrahnten und ungeprüften Zustand im Zahnfußbereich röntgenographisch ermittelt. In Bild 5.22 ist exemplarisch der röntgenographisch ermittelte Eigenspannungstiefenverlauf der Variante B_m8_025 dargestellt. An der Oberfläche liegen Druckeigenspannungen (-280 N/mm^2) vor, das Maximum der Druckeigenspannungen beträgt bei dieser Variante -635 N/mm^2 und wurde in einer Werkstofftiefe von $0,02 \text{ mm}$ ermittelt.

Die ermittelten Werte liegen in einem üblichen Bereich für einsatzgehärtete und reinigungsgestrahlte Verzahnungen. Die Eigenspannungstiefenverläufe aller untersuchten Varianten sind im Anhang in Kapitel A.8 belegt.

In Bild 5.23 werden die ausgewerteten Eigenspannungswerte an der Oberfläche sowie die Maximalwerte mit Angabe der jeweiligen Tiefenlage von jeder untersuchten Variante dargestellt und verglichen. Dabei zeigt sich, dass alle Varianten an der Oberfläche Druckeigenspannungen aufweisen, die in einem Bereich von -150 bis -600 N/mm^2 liegen. Die Varianten B_m12_030 und D_m12_030 weisen mit etwa -150 N/mm^2 die geringsten

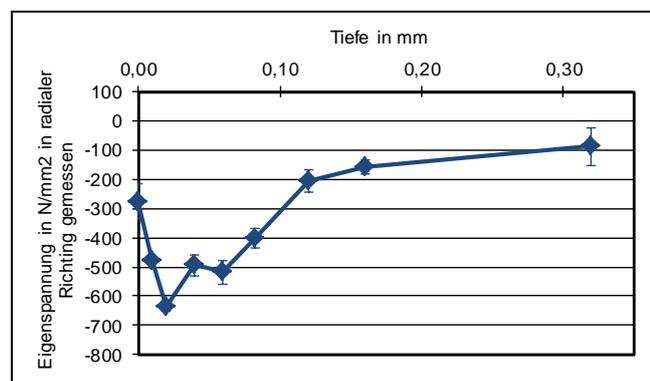


Bild 5.22: Exemplarische Darstellung des Eigenspannungstiefenverlaufs der Variante B_m8_025

Druckeigenspannungen an der Oberfläche auf. Die auftretenden Druckeigenspannungsmaxima umfassen einen Bereich von -300 N/mm² bis -735 N/mm². Zusätzlich ist für jede Variante die Tiefenlage in µm des jeweiligen Druckeigenspannungsmaximums eingetragen, welche in einem Bereich von 10 – 40 µm auftreten. Es zeigt sich somit, dass bei allen Varianten das Druckeigenspannungsmaximum sehr oberflächennah liegt, was jedoch für reinigungsgestrahlte Zahnräder nicht untypisch ist.

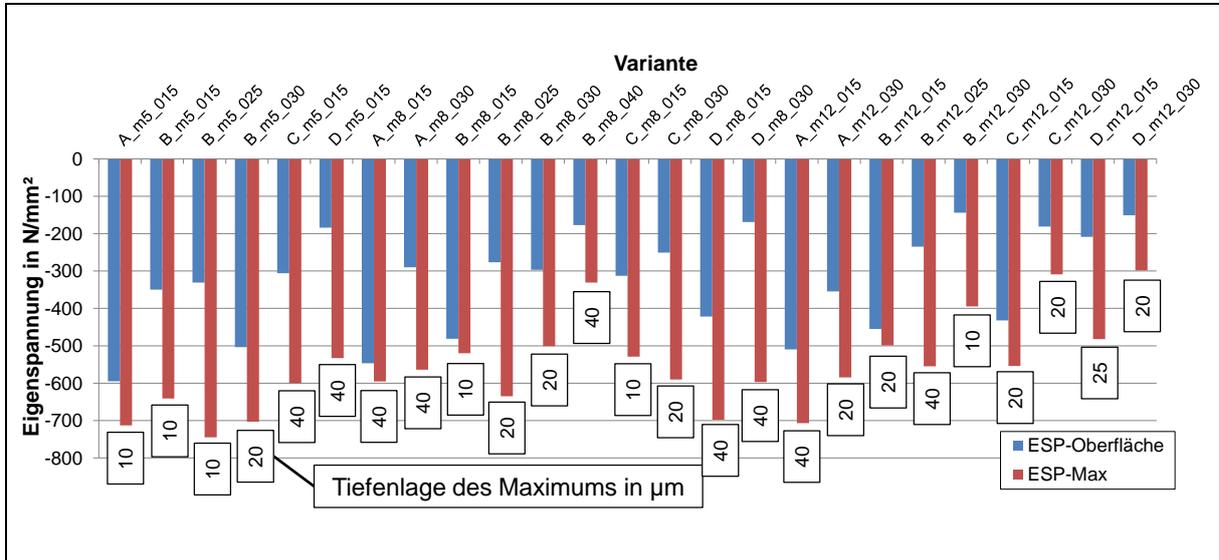
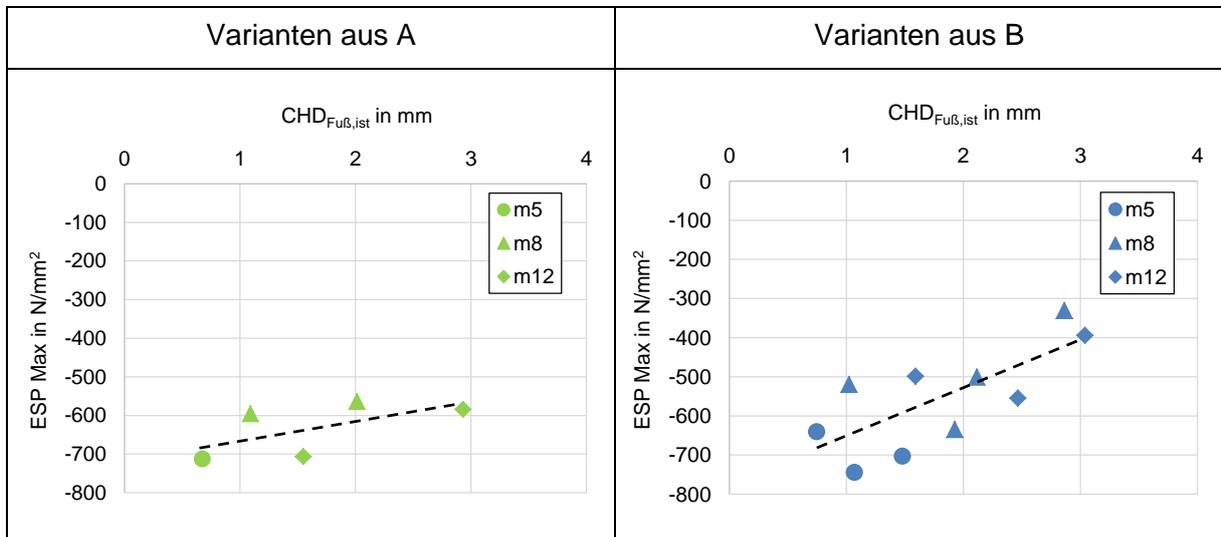


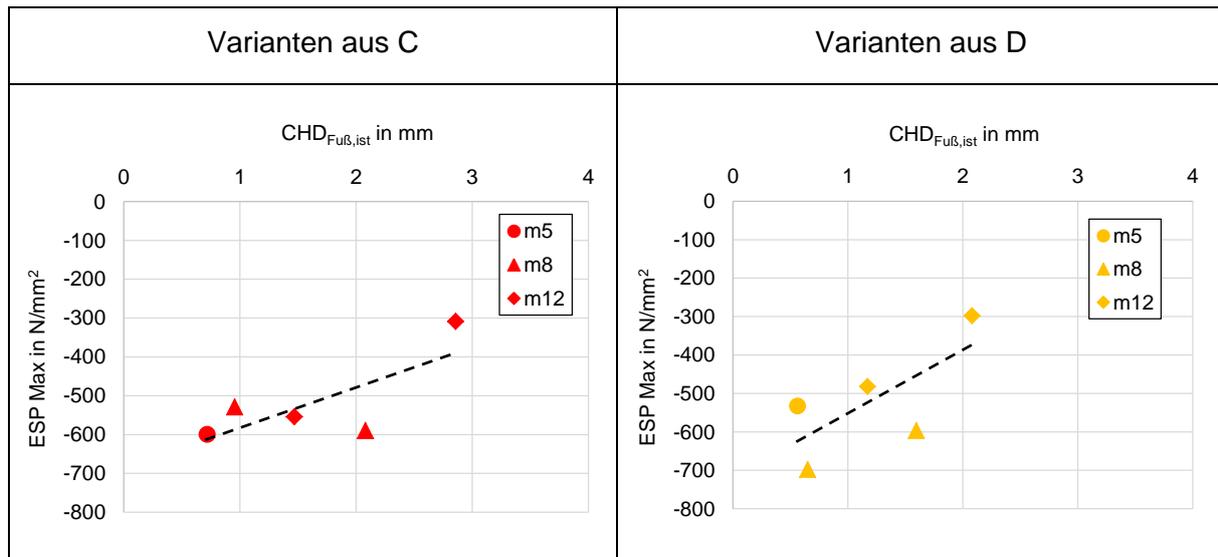
Bild 5.23: Zusammenstellung der röntgenographisch ermittelten Eigenstressungen (Oberflächenwert sowie Maximum) mit Angabe deren Tiefenlage

Im Folgenden wird ein möglicher Einfluss der CHD auf die Eigenstressungen näher betrachtet. In Tabelle 5.13 sind für jede Werkstoffvariante die röntgenografisch ermittelten maximalen Druckeigenspannungen über den CHD_{Fuß,ist}-Werten dargestellt. Für jede Variante ist zudem eine Trendlinie hinsichtlich des Einflusses der Einsatzhärtungstiefe CHD_{Fuß,ist} auf das Druckeigenspannungsmaximum eingetragen. Dabei wurden alle Baugrößen in die Auswertung einbezogen. Es zeigt sich, dass bei allen Werkstoffvarianten mit zunehmender CHD im Zahnfuß (Absolutwerte) die maximalen Druckeigenspannungen tendenziell abnehmen. Dabei zeigen die Varianten aus A die geringste Minderung der maximalen Druckeigenspannungen.

Tabelle 5.13: Darstellung der maximalen Druckeigenspannungen über den CHD_{Fuß,ist}-Werten



Fortsetzung Tabelle 5.13



5.3.8 Restaustenitgehalt

Für jede Variante wurden auch die Restaustenitgehalte im reinigungsgestrahnten und ungeprüften Zustand im Zahnfußbereich röntgenographisch ermittelt. In Bild 5.24 ist exemplarisch der röntgenographisch ermittelte Restaustenittiefenverlauf der Variante B_m8_025 dargestellt. An der Oberfläche wurde kein Restaustenit gemessen, das Maximum beträgt bei dieser Variante 45 % und wurde in einer Werkstofftiefe von 0,08 mm ermittelt. Die ermittelten Werte liegen durchaus noch in einem üblichen Bereich für einsatzgehärtete und reinigungsgestrahle Verzahnungen. Die Restaustenittiefenverläufe aller untersuchten Varianten sind im Anhang in Kapitel A.8 belegt.

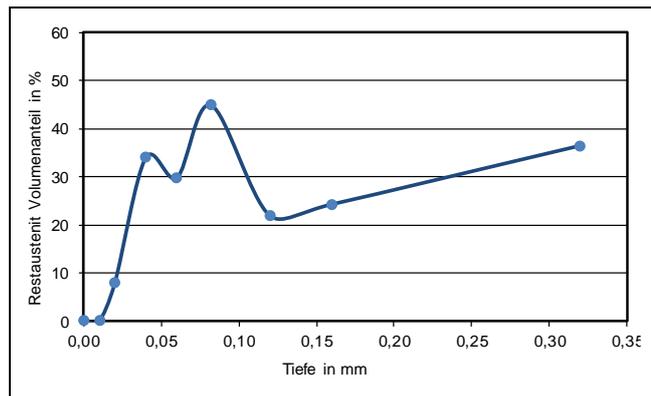


Bild 5.24: Exemplarische Darstellung des Restaustenittiefenverlaufs der Variante B_m8_025

In Bild 5.25 sind die röntgenographisch ermittelten Restaustenitgehalte der Pulsatorräder im reinigungsgestrahnten Zustand gegenübergestellt. Die Maximalwerte liegen überwiegend in einem Bereich von knapp 15 % bis 60 %. Hier sticht die Variante D_m5_015 hervor, die mit 6 % Maximalwert den geringsten Restaustenitgehalt aufweist. Die Variante B_m8_040 weist mit mehr als 60 % Restaustenitgehalt den höchsten Maximalwert auf. Ergänzend sind hier die Tiefenlagen der maximalen Restaustenitgehalte angegeben. Insgesamt liegen sowohl die Eigenspannungen als auch der Großteil der Restaustenitgehalte in einem üblichen Bereich für einsatzgehärtete und reinigungsgestrahle Zahnräder.

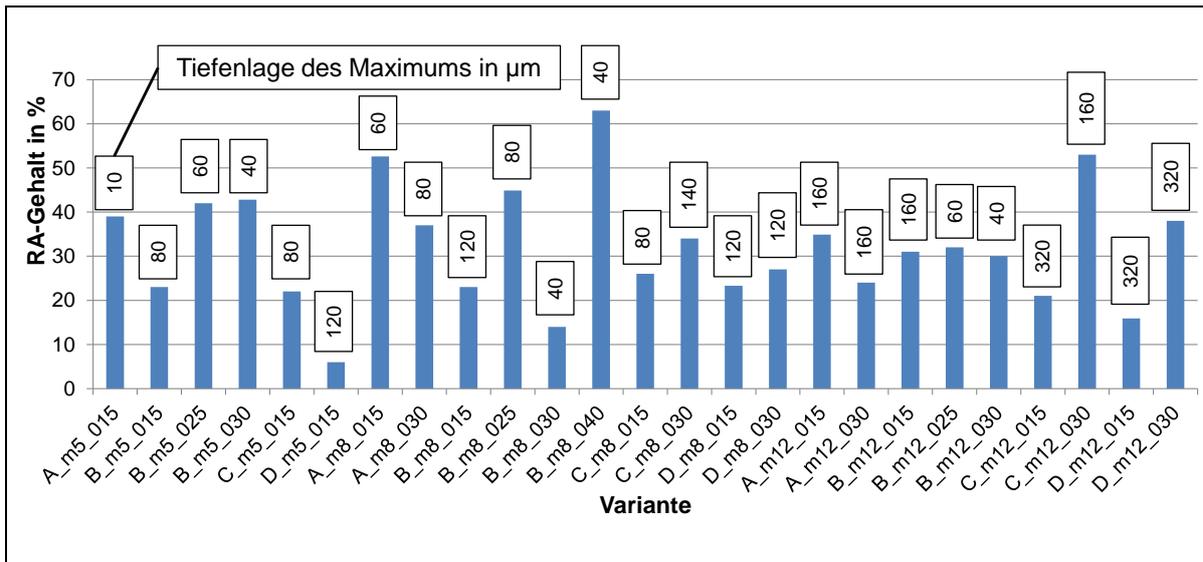
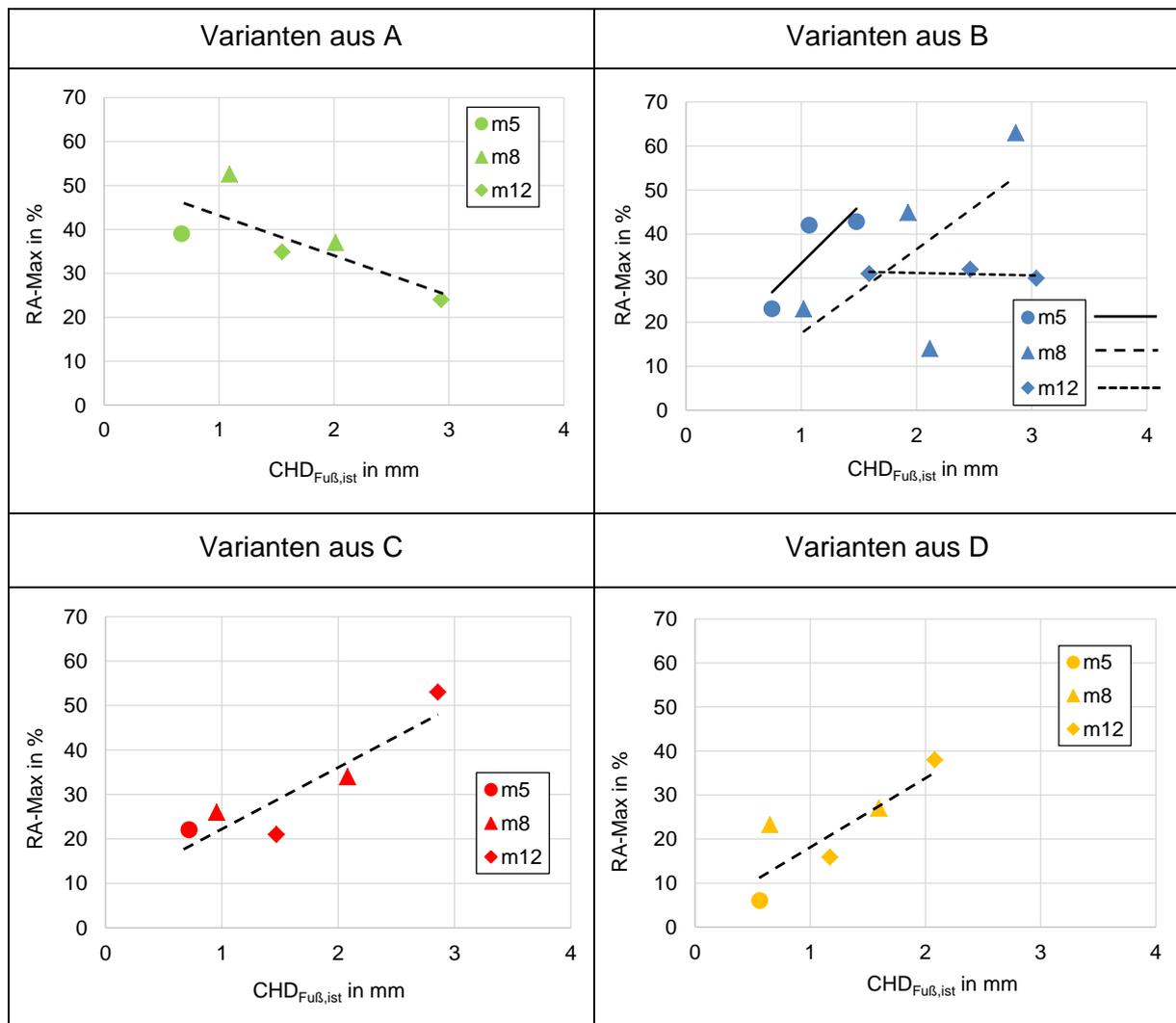


Bild 5.25: Zusammenstellung der röntgenographisch ermittelten maximalen Restaustenitgehalte mit Angabe deren Tiefenlage

In Tabelle 5.14 sind für jede Variante die röntgenografisch ermittelten maximalen Restaustenitgehalte über den $CHD_{Fu\beta,ist}$ -Werten dargestellt.

Tabelle 5.14: Darstellung der maximalen Restaustenitgehalte über den $CHD_{Fu\beta,ist}$ -Werten

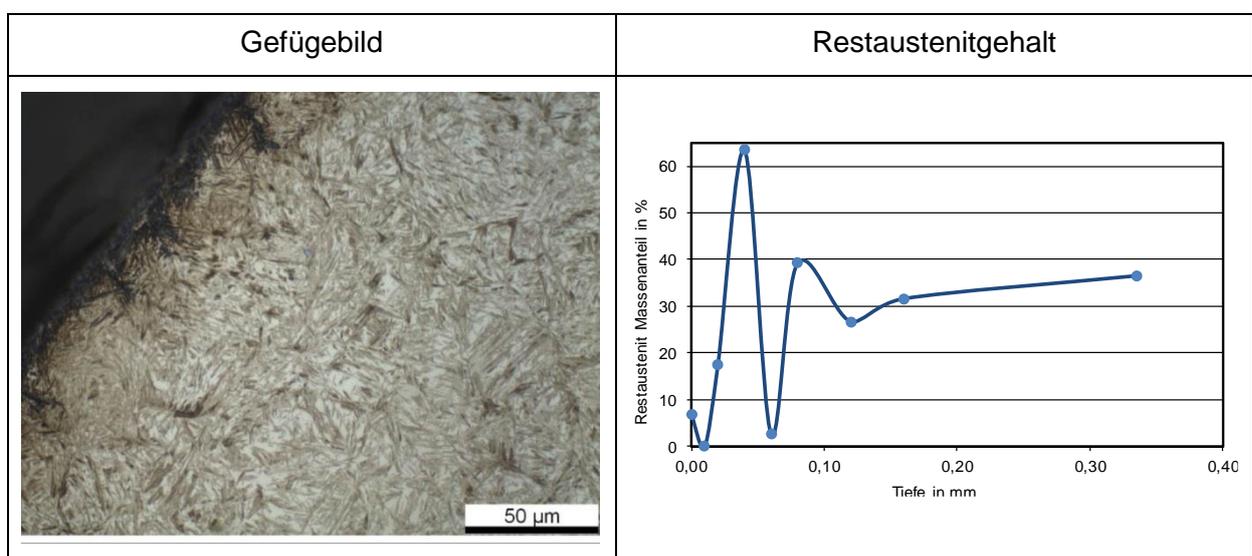


In analoger Vorgehensweise zum Eigenspannungszustand, wurde auch hier jede Variante um eine Trendlinie hinsichtlich des Einflusses der Einsatzhärtungstiefe $CHD_{Fu\beta,ist}$ auf den maximalen Restaustenitgehalt ergänzt. Die Varianten aus A zeigen mit zunehmender CHD im Zahnfuß eine Abnahme des maximalen Restaustenitgehaltes, wohingegen bei den Varianten aus C und aus D eine Zunahme des maximalen Restaustenitgehaltes mit zunehmender CHD im Zahnfuß ermittelt wurde. Bei den Varianten aus B ist kein eindeutiger Trend über alle Varianten hinweg erkennbar. Bei den Varianten aus B erfolgte eine weitergehende Betrachtung getrennt nach der Baugröße. Dabei zeigt sich, dass die Varianten der Baugröße Modul 5 mm und 8 mm mit zunehmender CHD im Zahnfuß durch einen Anstieg des maximalen Restaustenitgehaltes gekennzeichnet sind. Bei der Baugröße Modul 12 mm ist hingegen kein Einfluss der CHD im Zahnfuß auf den maximalen Restaustenitgehalt ersichtlich. Insgesamt zeigen die verschiedenen Werkstoffvarianten somit kein einheitliches Verhalten hinsichtlich des maximalen Restaustenitgehaltes.

Da bei der röntgenografischen Bestimmung des Restaustenitgehaltes z. T. sehr hohe ermittelte Maximalwerte festgestellt wurden, wurde nach einer weiteren vergleichenden Möglichkeit der Auswertung für die Angabe des RA-Gehaltes gesucht. Eine weitere Auswertung stellt der Median-Wert der Messung dar. Der Median ist robuster gegen Ausreißer, welche bei der Messung in Bereichen mit lokalen Seigerungen und damit mit einem lokal erhöhten Anteil an Restaustenit resultieren können. Somit werden RA-Gehalte ausgegeben, die besser mit einer optischen Bewertung des RA-Gehaltes übereinstimmen. Für diese Auswertung werden die ermittelten Werte im Bereich von 0,01 mm bis 0,16 mm herangezogen. Der erste Messwert wird nicht für die Bestimmung ausgewertet, da dieser direkt an der Oberfläche ermittelt wird, wo andere Gefügestände vorliegen.

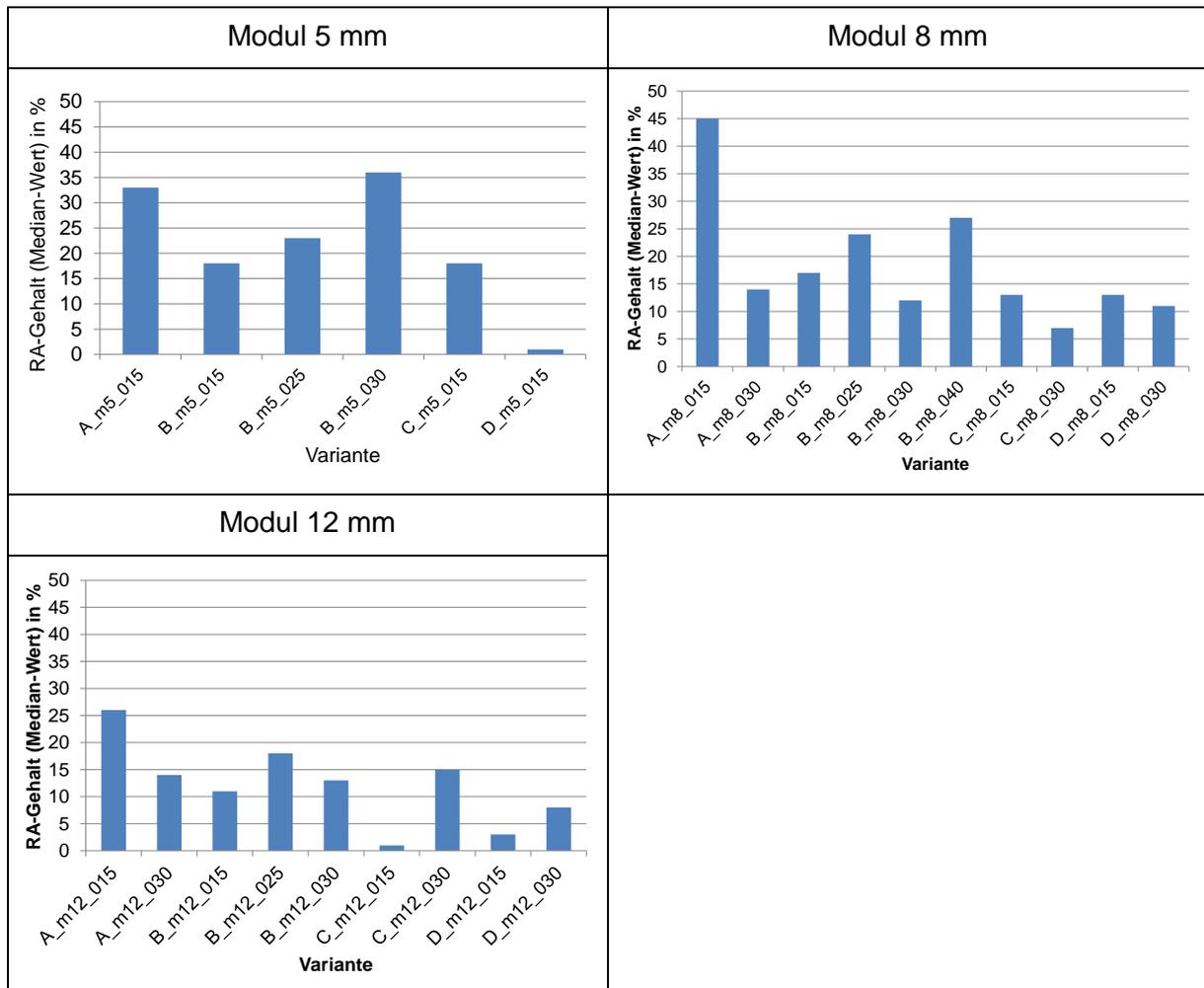
Exemplarisch ist in Tabelle 5.15 eine Gefügaufnahme im Bereich des Zahnfußes der Variante B_m8_040 sowie eine röntgenografische Messung des RA-Gehaltes dieser Variante dargestellt. Im Gefügebild ist zu erkennen, dass es Bereiche mit Seigerungen und daraus resultierend Bereiche mit lokal höherem RA-Gehalt gibt. Die Messung des RA-Gehaltes gibt im vorliegenden Fall einen Maximalwert von 63 % Restaustenit an. Bei Verwendung des Median-Wertes ergibt sich ein Wert von 29 % Restaustenit.

Tabelle 5.15: Exemplarische Darstellung des Gefügebildes (links) und Restaustenittiefenverlaufs (rechts) der Variante B_m8_040



In Tabelle 5.16 sind die Median-Werte der RA-Gehalte dargestellt, jeweils nach Baugröße geordnet. Bei der Baugröße Modul 5 mm spiegeln die Median-Werte die Tendenzen der Maximalwerte relativ gut wieder. Auch hier fällt die Variante D_m5_015 mit einem sehr geringen Wert auf. Bezüglich der Baugröße Modul 8 mm fällt auf, dass die Variante B_m8_040 einen deutlich geringeren Median-Wert aufweist im Vergleich zum Maximalwert und damit nicht mehr derart heraussticht. Bei der Betrachtung der Baugröße Modul 12 mm zeigt sich, dass hier insgesamt eher geringere Werte ermittelt wurden. Hierbei sind vor allem die Varianten C_m12_015 und D_m12_015, aufgrund des geringen RA-Gehaltes, hervorzuheben.

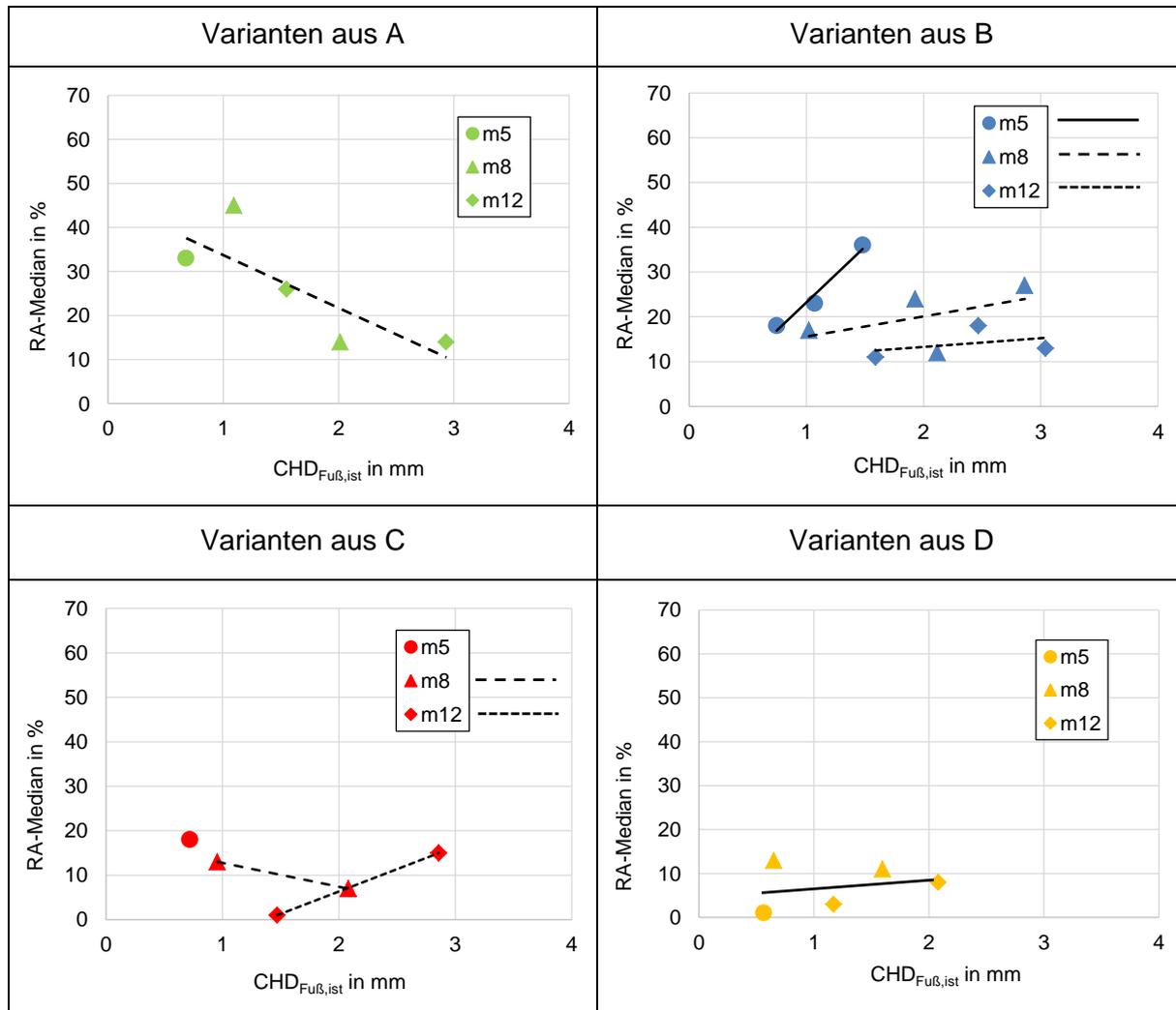
Tabelle 5.16: Darstellung der Restaustenitgehalte (Median-Wert), ausgewertet in einer Werkstofftiefe von 0,01 – 0,16 mm



In Tabelle 5.17 sind für jede Variante die Median-Werte des Restaustenitgehaltes über den $CHD_{Fu\beta,ist}$ -Werten dargestellt. Für jede Variante ist zudem wiederum eine Trendlinie hinsichtlich des Einflusses der Einsatzhärtungstiefe $CHD_{Fu\beta,ist}$ auf den Median-Wert (Restaustenitgehalt) eingetragen. Die Varianten aus dem Werkstoff A zeigen mit zunehmender CHD im Zahnfuß eine Abnahme des Median-Wertes. Die Varianten aus dem Werkstoff D weisen kaum eine Abhängigkeit des Median-Wertes von der CHD auf. Bezüglich der Varianten aus den Werkstoffen B und C sind größere Unterschiede zu erkennen. Deshalb werden hier die einzelnen Baugrößen getrennt betrachtet. Die Varianten aus dem Werkstoff B weisen tendenziell eine Zunahme des Median-Wertes mit zunehmender CHD auf. Mit zunehmender Baugröße flacht diese Zunahme jedoch deutlich ab. Die Variante C zeigt bei der Baugröße Modul 8 mm eher eine Abnahme des Median-Wertes und bei der Baugröße Modul 12 mm eine Zunahme des

Median-Wertes mit ansteigender CHD. Insgesamt zeigen die verschiedenen Werkstoffvarianten somit kein einheitliches Verhalten hinsichtlich des Median-Wertes des Restaustenitgehaltes. Dies kann auf die unterschiedlichen Legierungselemente, die unterschiedliche Aufkohlung und Abschreckung bzw. Abschreckverhalten der Werkstoffe zurückgeführt werden.

Tabelle 5.17: Darstellung der Median-Werte des Restaustenitgehaltes über den CHD_{Fuß,ist}-Werten



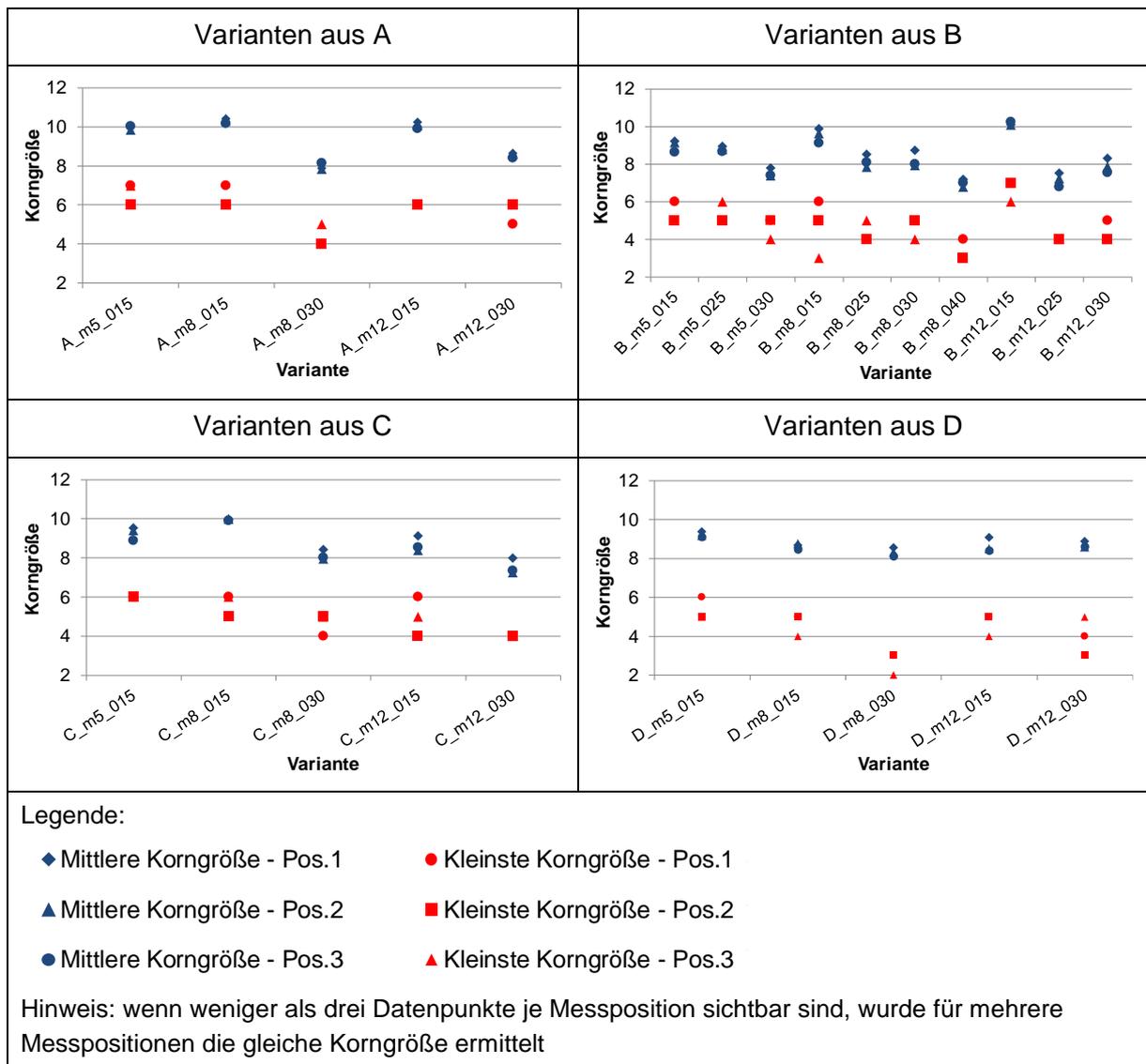
5.3.9 Korngröße

Weiterhin wurde die Korngröße nach DIN EN ISO 642 [DIN00b] ermittelt. Die Vorgehensweise ist in Kapitel 4.1.5 beschrieben.

In Tabelle 5.18 sind die Ergebnisse der Korngrößenbestimmung je Variante dargestellt. Angegeben sind für die drei Messstellen die mittlere Korngröße sowie die größte ermittelte Korngrößenklasse (gekennzeichnet durch die kleinste Korngrößenkennzahl). Die Varianten mit Standard-CHD des Werkstoffes A weisen eine vergleichbare Korngröße auf, die Varianten mit erhöhter CHD sind durch eine etwas geringere mittlere Korngröße gekennzeichnet. Bezüglich der kleinsten ermittelten Korngrößenklasse liegt in fast allen Varianten Feinkorn (Korngrößenklasse ≥ 5) vor, lediglich bei der Variante A_m8_030 wurde auch Mischkorn (Korngrößenklasse 4) festgestellt. Bei den Varianten des Werkstoffes B zeigt sich ebenfalls eine Tendenz der Kornvergrößerung der Varianten mit erhöhter CHD im Vergleich zu den Varianten mit Standard-CHD. Weiterhin zeigt sich, dass bei den Varianten mit erhöhter CHD tendenziell auch

Mischkorn (Korngrößenklasse 4 und bei der Variante B_m8 auch Korngrößenklasse 3) festgestellt wurde. Die Varianten des Werkstoffes C lassen eine Abnahme der mittleren Korngröße tendenziell mit zunehmender Baugröße und auch mit zunehmender CHD erkennen. Dabei wurden bei den Varianten mit erhöhter CHD und auch bei der Baugröße Modul 12 mm Anteile an Mischkorn (Korngrößenklasse 4) detektiert. Hinsichtlich der mittleren Korngröße liegen die Varianten des Werkstoffes D auf einem vergleichbaren Niveau zu den anderen Werkstoffen. Diese Werkstoffvariante zeigt jedoch sowohl mit zunehmender Baugröße als auch zunehmender CHD eine Kornvergrößerung. Bei der Variante D_m12_030 wurden Anteile der Korngrößenklasse 3 festgestellt, bei der Variante D_m8_030 konnten sogar Korngrößen der Klasse 2 detektiert werden. Im Anhang A.10 sind in Tabelle die Ergebnisse hinsichtlich der Korngrößenbestimmung der Varianten zahlenmäßig zusammengestellt. Dabei sind je Variante die mittlere Korngrößenkennzahl sowie die kleinste ermittelte Korngrößenklasse angegeben.

Tabelle 5.18: Darstellung der ermittelten Korngrößen (mittlere Korngröße und kleinste Korngröße) für alle drei Messstellen, dargestellt je Variante



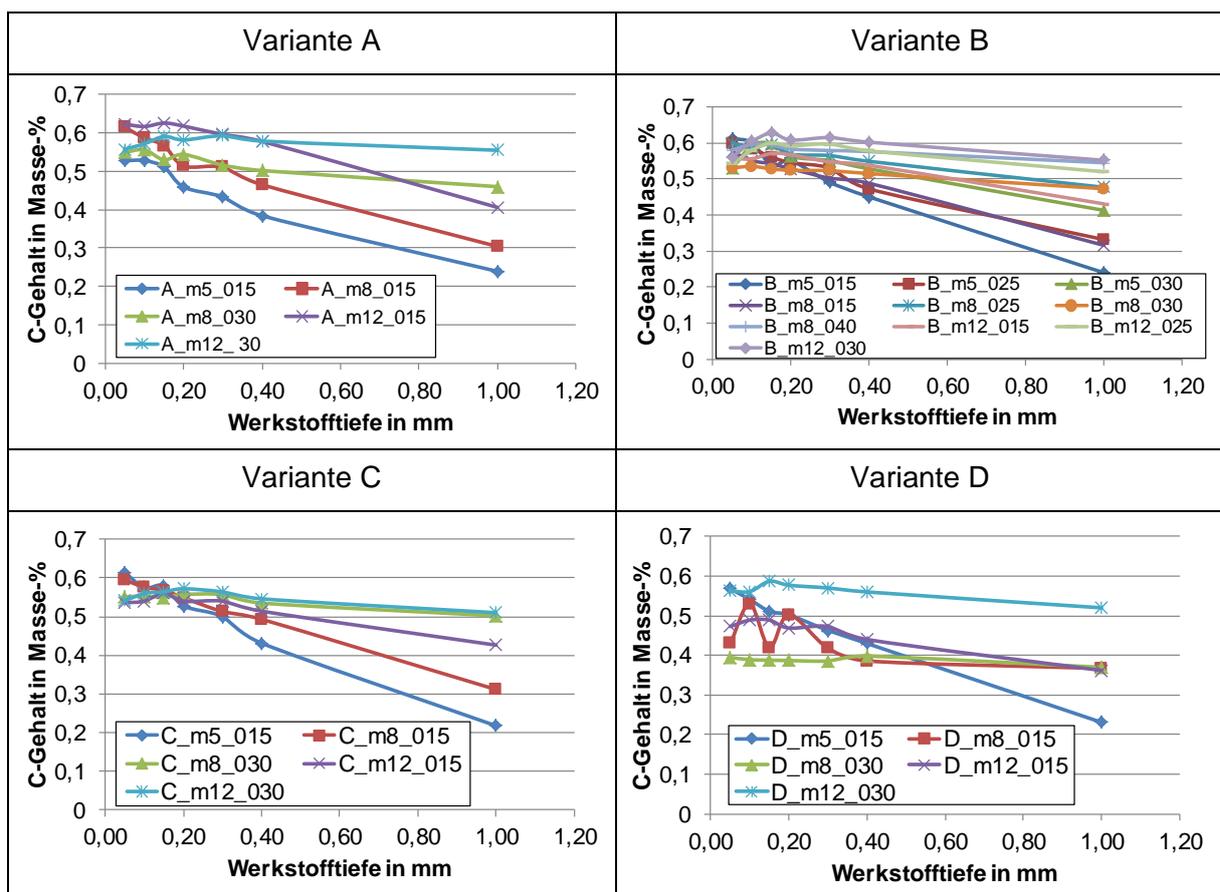
Sowohl bei der mittleren Korngröße als auch der kleinsten gemessenen Korngröße zeigt sich, dass bei gleicher Baugröße mit zunehmender CHD auch die Körner vergrößern (Abnahme der Korngrößenklasse). Dies ist mit wenigen Ausnahmen (Werkstoff B Modul 12 mm und Werkstoff D ebenfalls Modul 12 mm) durchgängig zu beobachten. Dies resultiert aus der

Wärmebehandlung, da durch höhere geforderte CHD-Werte auch die Prozesszeiten ansteigen. Die längeren Expositionszeiten bei hohen Temperaturen in der Wärmebehandlungsanlage haben dadurch ein Kornwachstum zur Folge (siehe auch [Fuc21]).

5.3.10 Kohlenstoffgehalt

Weiterhin wurden von jeder untersuchten Variante Kohlenstofftiefenverläufe angefertigt, die bis in eine Werkstofftiefe von 1,0 mm ausgewertet wurden. Die Ergebnisse sind in Tabelle 5.19, jeweils nach Werkstoffvariante gruppiert, dargestellt. Bei den Werkstoffen A, B und C liegt der Randkohlenstoffgehalt in einer Werkstofftiefe von 0,05 mm immer in einem Bereich von 0,5 – 0,6 Masse-%. In die Werkstofftiefe nimmt der Kohlenstoffgehalt ab und liegt auch bei jeder Variante in einer Werkstofftiefe von 1,0 mm z.T. immer noch deutlich oberhalb des jeweiligen Grundkohlenstoffgehaltes. Des Weiteren ist zu erkennen, dass mit zunehmender Baugröße und CHD die Kohlenstoffprofile einen flacheren Verlauf aufweisen. Bei der Variante D sind im oberflächennahen Bereich größere Unterschiede erkennbar, hier wurden Kohlenstoffgehalte von unter 0,4 bis etwa 0,6 Masse-% ermittelt. Weiterhin weisen die Verläufe teilweise auch größere Streuungen und Schwankungen auf.

Tabelle 5.19: Darstellung der ermittelten Kohlenstofftiefenverläufe bis in eine Werkstofftiefe von 1,0 mm, dargestellt je Variante



5.3.11 Zusammenfassung der Ergebnisse zur Charakterisierung der Prüfwahnräder

Im Anhang A.11 sind in Tabelle sämtliche Ergebnisse der metallografischen Untersuchungen zusammenfassend dargestellt. Hierzu werden die ermittelten Werte der CHD im ungeschliffenen Zahnfuß und der ungeschliffenen Zahnflanke, die Rand- und Kernhärte, der maximalen

Randoxidationstiefe, der maximalen Druckeigenstressungen und des Restaustenitgehalts (Median-Wert) aufgelistet. Zusätzlich wurde der Randkohlenstoffgehalt bestimmt, dies erfolgte an der aufgekohlten Stirnseite des obersten Rades des Härtestapels. Zur Entfernung der ROX wurden 0,1 mm abgeschliffen, ergänzende stichprobenartige Messungen an der Oberfläche zeigen z.T. geringere C-Gehalte, was auf den Einfluss der ROX zurückgeführt wird. Die Erkenntnisse aus der Zahnradcharakterisierung lassen sich wie folgt darstellen:

- Die Soll-CHD im Zahnfuß konnte, vor allem bei den Varianten mit erhöhter CHD, nicht immer zielsicher erreicht werden (siehe hierzu auch [Fuc21]).
- Die Unterschiede CHD zwischen Flanke und Fuß nehmen mit zunehmender CHD zu.
- Die Randhärtewerte liegen in vergleichbarer Größenordnung vor, diese werden auch durch Rand-C-Gehalt maßgebend bestimmt, welcher vergleichbar ist.
- Bei den Kernhärtewerten treten größere Unterschiede auf, resultierend aus der unterschiedlichen Legierungszusammensetzung und damit der Härtebarkeit. Hochlegierte Stähle kennzeichnen sich auch durch eine hohe Kernhärte.
- Die ROX steigt mit zunehmender CHD und ist aus längerer Prozesszeit der WBH resultierend.
- Mit zunehmender CHD wird eine Kornvergrößerung ermittelt, dies ist auch eine Konsequenz der längeren Prozesszeiten.

6 Ergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit

Nachfolgend werden die Ergebnisse der Pulsatorversuche zur Ermittlung der Zahnfußtragfähigkeit dargestellt. Dies erfolgt in diesem Kapitel zunächst für jede Werkstoffvariante separat. Eine Übersicht über die Wöhlerlinien aller untersuchten Varianten sind im Anhang in Kapitel A.5 belegt.

6.1 Werkstoff 26MnCrNiMo6-5-4 (Variante A)

Beginnen wird mit den Ergebnissen zur Zahnfußtragfähigkeit der Variante A. In Bild 6.1 ist stellvertretend für den Werkstoff A die Wöhlerlinie (Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %) der Variante A_m5_015 dargestellt, diese umfasst eine Teilbelegung. Neben der Variantenbezeichnung ist hier auch die tatsächlich vorliegende CHD im Zahnfuß ausgewiesen. Die Ermittlung der Dauerfestigkeit erfolgte bei der Variante A_m5_015 auf drei Lastniveaus, die Bestimmung der Zeitfestigkeit auf zwei Lastniveaus.

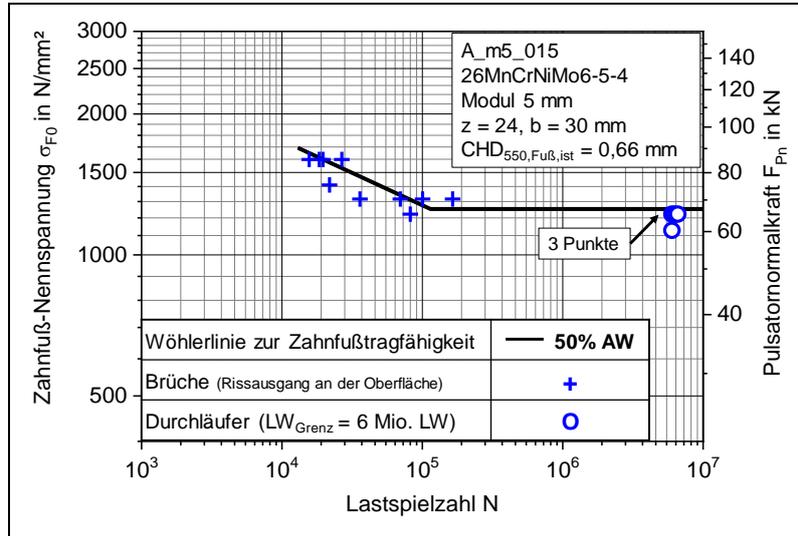


Bild 6.1: Wöhlerlinie der Variante A_m5_015 (Teilbelegung), Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %

In Bild 6.2 sind die Wöhlerlinien aller Varianten aus dem Werkstoff A (Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %) in einem Wöhlerdiagramm gegenübergestellt. Variante A_m5_015 (Baugröße Modul 5 mm) weist die höchste dauerfest ertragbare Zahnfuß-Nennspannung aller untersuchten Varianten des Werkstoffes A auf. Die Varianten der Baugrößen Modul 8 mm und Modul 12 mm, mit unterschiedlichen $CHD_{Fu\beta,ist}$ -Werten, liegen in der Dauerfestigkeit auf einem nahezu identischen Niveau. Dieses liegt unterhalb der Variante A_m5_015. Die Steigung des Zeitfestigkeitsastes der jeweiligen Varianten liegt in einer vergleichbaren Größenordnung. Bei der Betrachtung der Knicklastspielzahlen zeigt sich jedoch, dass diese mit zunehmender

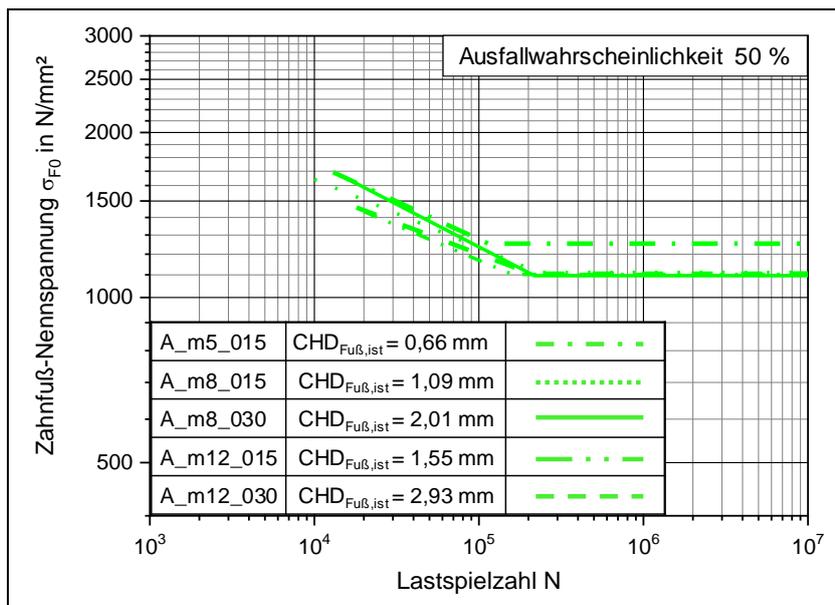
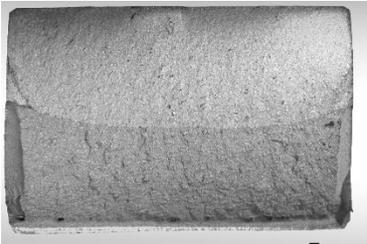
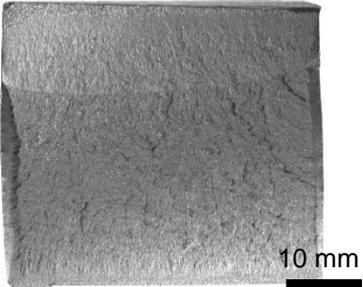
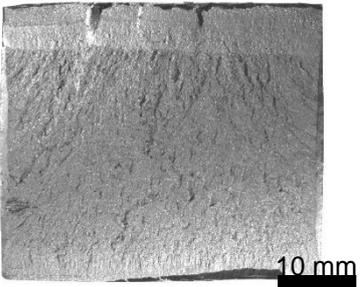


Bild 6.2: Wöhlerlinien für die Prüfvariante aus Werkstoff A (26MnCrNiMo6-5-4), Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %

Baugröße und Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß zu höheren Lastspielzahlen hin verschoben ist.

Weiterhin wurden alle Bruchflächen der aufgetretenen Zahnfußbrüche optisch betrachtet und dokumentiert. Tabelle 6.1 zeigt exemplarische Bruchbildaufnahmen der Varianten A_m5_015, A_m8_015 und A_m12_030 für die aufgetretenen Brüche der unterschiedlichen Varianten im Bereich der Zeit- und Dauerfestigkeit. Die Rissinitiierung fand bei allen Versuchsläufen an der Oberfläche im Bereich der 30°-Tangente an die Zahnfußrundung statt. Die Bruchflächen aller Varianten zeigen keine Auffälligkeiten bzw. Anzeichen für ein Auftreten von Zahnfußbrüchen mit Rissausgang unterhalb der Bauteiloberfläche an Fehlstellen (z. B. nichtmetallische Einschlüsse) im Werkstoffgefüge.

Tabelle 6.1: Exemplarische Darstellung von Bruchflächen im Pulsatorversuch der Varianten A_m5_015, A_m8_015 und A_m12_030, aufgetreten im Bereich der Zeitfestigkeit und der Dauerfestigkeit, Bruchausgang jeweils oben

 <p>A_m5_015: Dauerfestigkeit F_{Pn} = 70 kN; N = 164.430 LW</p>	 <p>A_m8_015: Dauerfestigkeit F_{Pn} = 91 kN; N = 189.020 LW</p>	 <p>A_m12_030: Dauerfestigkeit F_{Pn} = 110 kN; N = 97.859 LW</p>
 <p>A_m5_015: Zeitfestigkeit F_{Pn} = 85 kN; N = 18.413 LW</p>	 <p>A_m8_015: Zeitfestigkeit F_{Pn} = 125 kN; N = 18.054 LW</p>	 <p>A_m12_030: Zeitfestigkeit F_{Pn} = 145 kN; N = 11.041 LW</p>

6.2 Werkstoff 18CrNiMo7-6+HH (Variante B)

In Bild 6.3 sind die Wöhlerlinien der Baugröße Modul 5 mm des Werkstoffes 18CrNiMo7-6+HH gegenübergestellt. Die Variante B_m5_015 (Standard-Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß) zeigt die höchste Dauerfestigkeit der Baugröße Modul 5 mm. Mit zunehmender Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß nimmt die Dauerfestigkeit ab, wobei der Unterschied zwischen den Varianten B_m5_025 und B_m5_030 nur gering ausfällt. Im Zeitfestigkeitsbereich weisen alle drei untersuchten Varianten einen nahezu deckungsgleichen Zeitfestigkeitsast auf. Die Knicklastspielzahlen werden mit zunehmenden CHD_{Fuß,ist}-Werten zu höheren Lastwechseln verschoben.

Die Ergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit für die Baugröße Modul 8 mm sind in Bild 6.4 in einem Wöhlerdiagramm (Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %) eingetragen. Auch hier zeigt die Variante B_m8_015 (Standard-Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß) die höchste Dauerfestigkeit.

Die Variante B_m8_030 weist den niedrigsten Dauerfestigkeitswert auf. Es ist aber auch zu beachten, dass die Dauerfestigkeits-

werte der Varianten mit unterschiedlicher Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß nur geringe Unterschiede aufweisen. Im Zeitfestigkeitsbereich zeigen die Varianten B_m8_030 und B_m8_040 einen nahezu identischen Verlauf, die Varianten B_m8_025 und B_m8_015 weisen einen etwas flacheren Verlauf auf.

Die Ergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit für die Baugröße Modul 12 mm sind in Bild 6.5 in einem Wöhlerdiagramm (Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %) gegenübergestellt. Hier liegt der Dauerfestigkeitswert der Variante mit der Standard-Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß zwischen den Varianten mit erhöhter Einsatzhärtungstiefe. Die Variante B_m12_030 mit der höchsten Einsatzhärtungstiefe weist den geringsten Dauerfestigkeitswert auf. Es ist aber zu beachten, dass die Dauerfestigkeitswerte der Varianten mit unterschiedlicher Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß nur geringe Unterschiede aufweisen. Im Zeitfestigkeitsbereich zeigen die Varianten B_m12_025 und B_m12_030 vergleichbare Steigungen, die Variante B_m12_015 weist einen steileren Verlauf auf. Die Knicklastspielzahlen aller Varianten liegen in einer vergleichbaren Größenordnung.

Tabelle 6.2 zeigt exemplarische Bruchbildaufnahmen der Varianten B_m5_015, B_m8_015 und B_m12_030 für die aufgetretenen Brüche der unterschiedlichen Varianten im Bereich der Zeit- und Dauerfestigkeit.

Die Rissinitiierung fand bei allen Bruchflächen an der Oberfläche im Bereich der 30°-Tangente an die Zahnfußrundung statt. Die betrachteten Bruchflächen aller Varianten

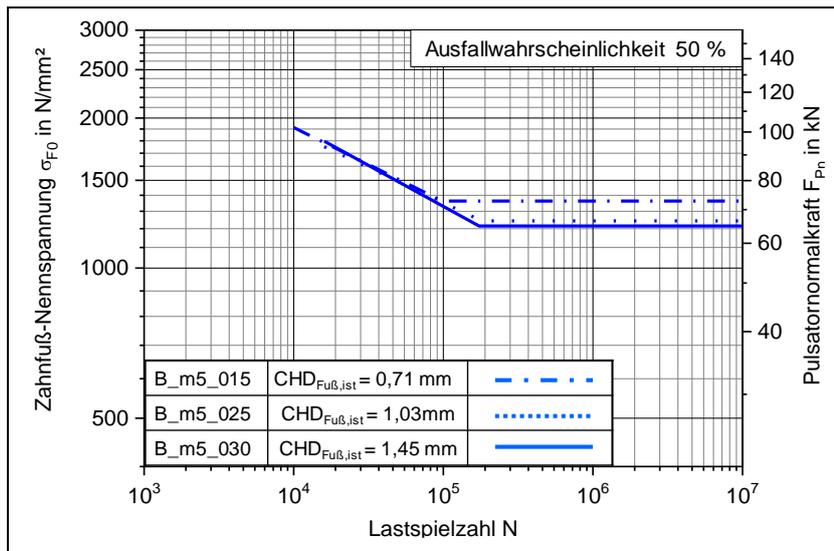


Bild 6.3: Wöhlerlinien der Baugröße Modul 5 mm des Werkstoffes B (18CrNiMo7-6+HH), Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %

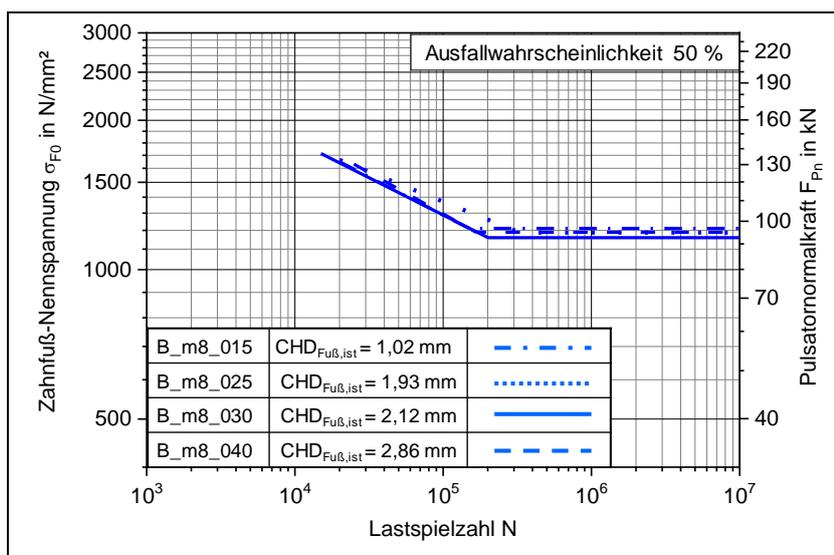


Bild 6.4: Wöhlerlinien der Baugröße Modul 8 mm des Werkstoffes B (18CrNiMo7-6+HH), Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %

zeigen keine Auffälligkeiten bzw. Anzeichen für ein Auftreten von Zahnfußbrüchen mit Rissausgang unterhalb der Bauteiloberfläche an Fehlstellen (z. B. nichtmetallische Einschlüsse) im Werkstoffgefüge auf.

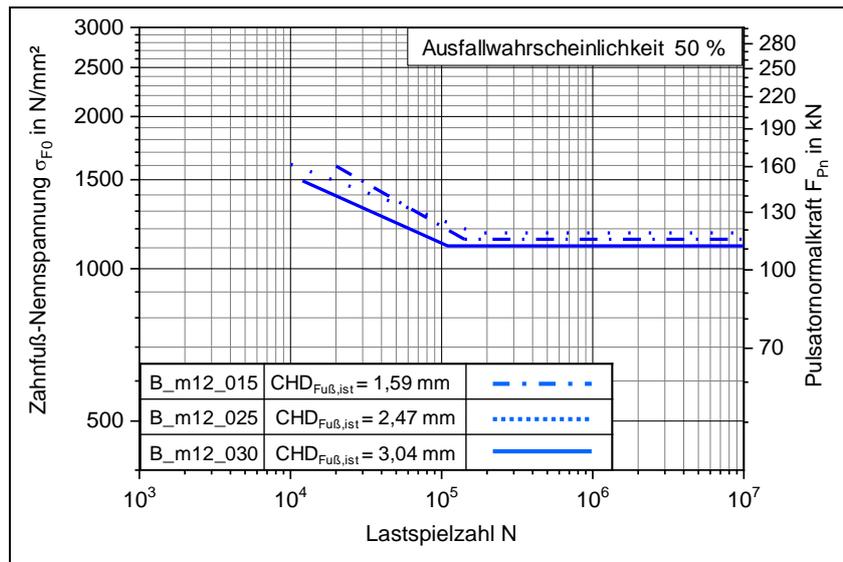
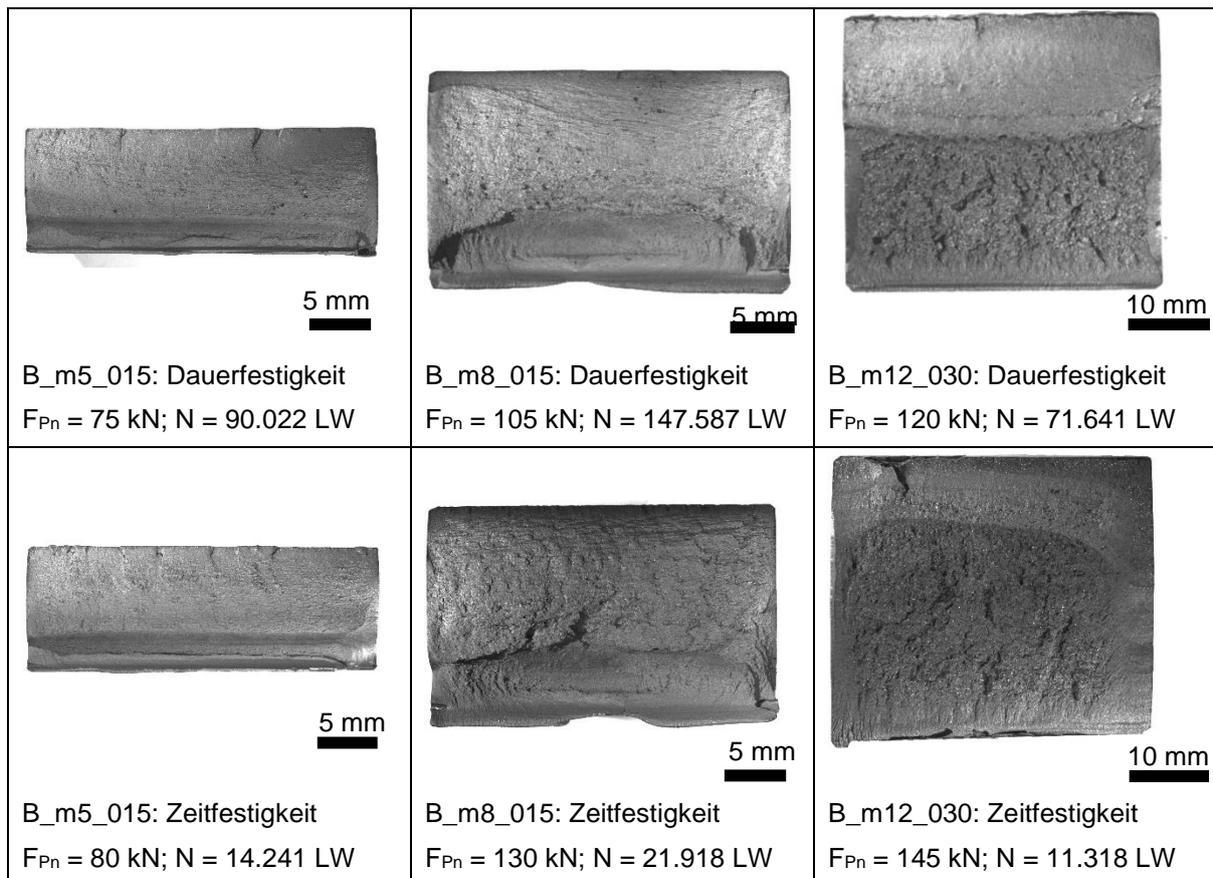


Bild 6.5: Wöhlerlinien der Baugröße Modul 12 mm des Werkstoffes B (18CrNiMo7-6+HH), Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %

Tabelle 6.2: Exemplarische Darstellung von Bruchflächen im Pulsatorversuch der Varianten B_m5_015, B_m8_015 und B_m12_030, aufgetreten im Bereich der Zeitfestigkeit und der Dauerfestigkeit, Bruchausgang jeweils an der oberen Bildseite



6.3 Werkstoff 18CrNiMo7-6+HL (Variante C)

Eine Gegenüberstellung der Wöhlerlinien aller Varianten aus dem Werkstoff C (Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %) ist in Bild 6.6 in einem Wöhlerdiagramm zu finden. Variante C_m5_015 (Baugröße Modul 5 mm) weist die höchste dauerfest ertragbare Zahnfuß-Nennspannung aller untersuchten Varianten des Werkstoffes C (18CrNiMo7-6+HL) auf. Die Variante C_m8_015 liegt in der Dauerfestigkeit nur geringfügig unterhalb der Variante

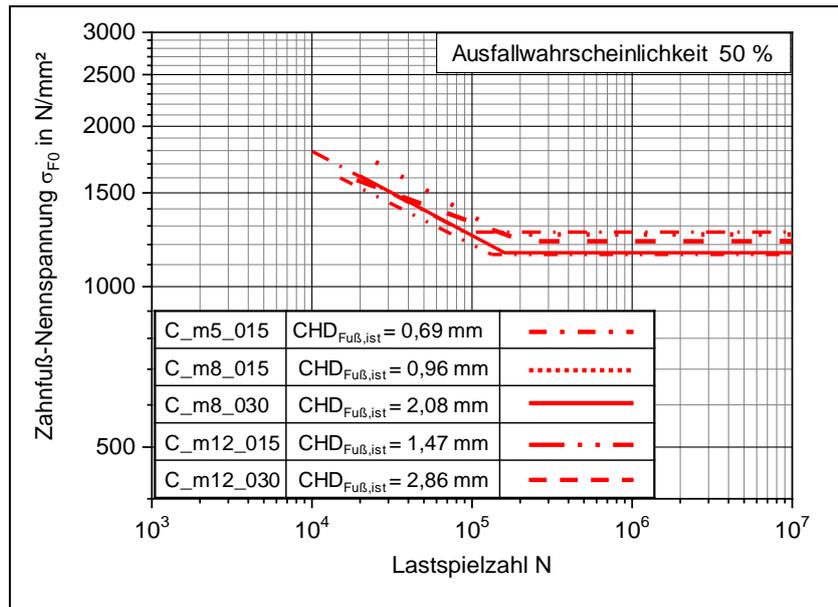
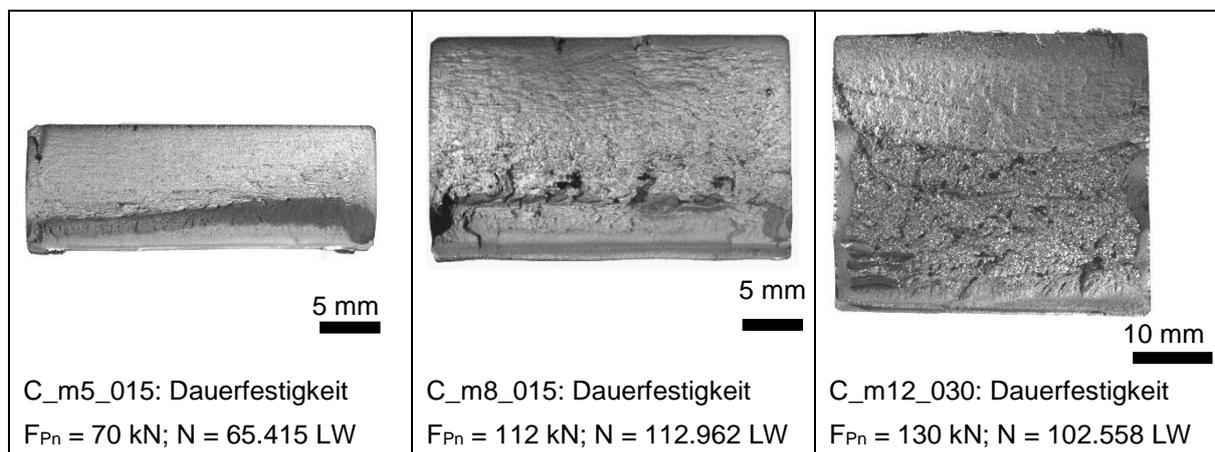


Bild 6.6: Wöhlerlinien der Varianten des Werkstoffes C (18CrNiMo7-6+HL), Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %

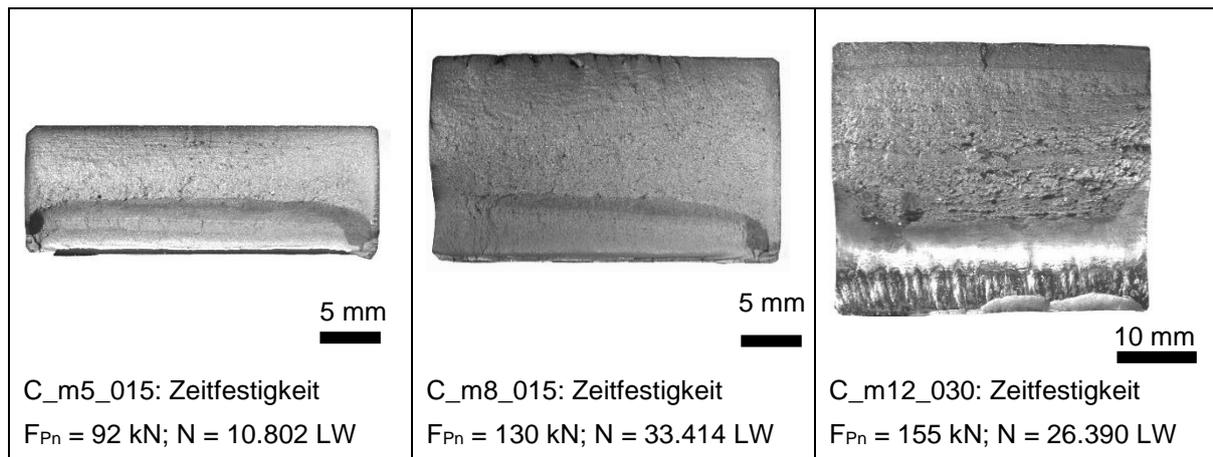
C_m5_015. Die Varianten C_m8_030 und C_m12_015 weisen einen nahezu identischen Dauerfestigkeitswert auf, wohingegen für die Variante C_m12_030 eine höhere Dauerfestigkeit ermittelt wurde. Die Steigung des Zeitfestigkeitsastes der jeweiligen Varianten liegt mit Ausnahme der Variante C_m12_030 in einer vergleichbaren Größenordnung. Bei der Betrachtung der Knicklastspielzahlen zeigt sich, dass diese mit zunehmender Baugröße und Einsatzhärtungstiefe, verglichen mit der Variante C_m5_015, zu höheren Lastspielzahlen hin verschoben ist.

Tabelle 6.3 zeigt exemplarische Bruchbildaufnahmen der Varianten C_m5_015, C_m8_015 und C_m12_030 für die aufgetretenen Brüche der unterschiedlichen Varianten im Bereich der Zeit- und Dauerfestigkeit. Die Rissinitiierung fand bei allen Versuchsläufen an der Oberfläche im Bereich der 30°-Tangente an die Zahnfußrundung statt. Die begutachteten Bruchflächen aller Varianten zeigen keine Auffälligkeiten bzw. Anzeichen für ein Auftreten von Zahnfußbrüchen mit Rissausgang unterhalb der Bauteiloberfläche an Fehlstellen (z. B. nichtmetallische Einschlüsse) im Werkstoffgefüge.

Tabelle 6.3: Exemplarische Darstellung von Bruchflächen im Pulsatorversuch der Varianten C_m5_015, C_m8_015 und C_m12_030, aufgetreten im Bereich der Zeitfestigkeit und der Dauerfestigkeit, Bruchausgang jeweils an der oberen Bildseite



Fortsetzung Tabelle 6.3



6.4 Werkstoff 17NiCrMo6-4 (Variante D)

Die Ergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit der Varianten aus dem Werkstoff D sind in Bild 6.7 in einem Wöhlerdiagramm (Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %) zusammengestellt. Variante D_m5_015 weist die höchste dauerfest ertragbare Zahnfuß-Nennspannung aller untersuchten Varianten des Werkstoffes D (17NiCrMo6-4) auf. Alle anderen Varianten, dies umfasst die Baugrößen Modul 8 mm und Modul 12 mm mit unterschiedlichen $CHD_{Fu\beta,ist}$ -Werten, liegen in der Dauerfestigkeit auf einem nahezu identischen Niveau, welches unterhalb der Variante D_m5_015 liegt.

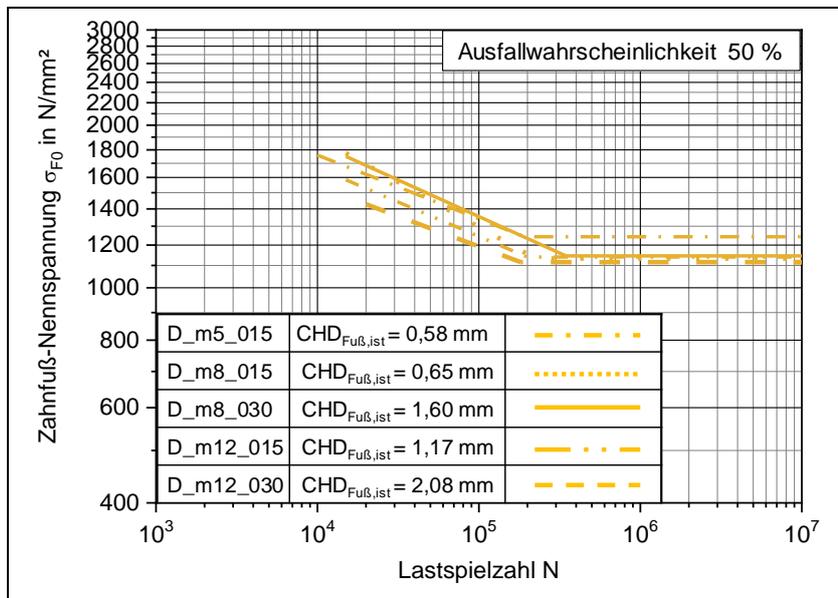


Bild 6.7: Wöhlerlinien der Varianten des Werkstoffes D (17NiCrMo6-4), Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %

welches unterhalb der Variante D_m5_015 liegt. Die Steigung der Zeitfestigkeitsäste der Varianten D_m5_015, D_m12_015 und D_m12_030 liegt in einer vergleichbaren Größenordnung. Die Varianten der Baugröße Modul 8 mm weisen ähnliche Steigungen im Zeitfestigkeitsbereich auf, welche etwas größer sind im Vergleich zu den restlichen Varianten. Bei der Betrachtung der Knicklastspielzahlen zeigt sich, dass diese mit Ausnahme der Variante D_m8_030 in einer vergleichbaren Größenordnung liegen. Die Ergebnisse zur Ermittlung der Zahnfußdauerfestigkeit der Variante D_m12_015 werden genauer betrachtet. Bei dieser Variante sind neben den üblichen Brüchen mit Rissausgang an der Oberfläche auch Brüche mit Bruchausgang unterhalb der Oberfläche aufgetreten. Diese sind im Wöhlerdiagramm (siehe Bild 6.8) gesondert gekennzeichnet.

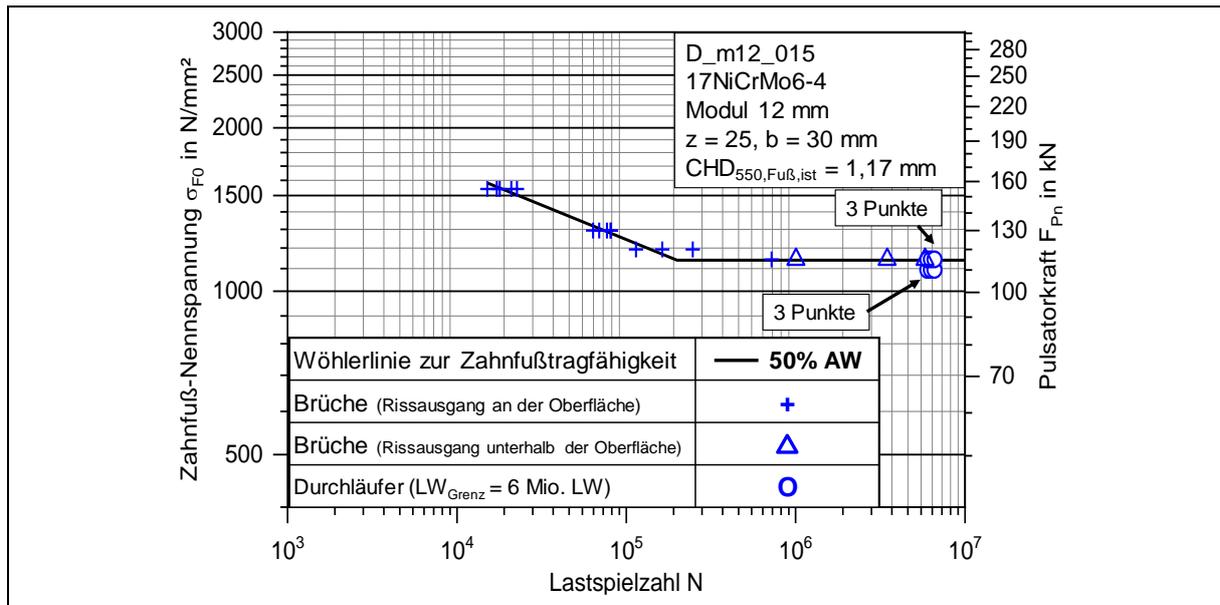


Bild 6.8: Wöhlerlinie zur Zahnfußtragfähigkeit der Variante D_m12_015

Derartige Brüche mit Rissausgang unterhalb der Oberfläche wurden bei allen anderen Varianten nicht festgestellt. Die Brüche mit Rissausgang unterhalb der Oberfläche wurden weitergehend untersucht. In Bild 6.9 ist exemplarisch eine Bruchbildaufnahme dargestellt. Der Versuchslauf ist nach 5,8 Mio. Lastwechsel bei einer nominellen Zahnfuß-Nennspannung $\sigma_{F0} = 1144 \text{ N/mm}^2$ ausgefallen. Die Tiefenlage des Einschlusses wurde zu $550 \mu\text{m}$ bestimmt, bei dem Einschluss handelt es sich um Aluminiumoxid. Die Zusammensetzung des Einschlusses wurde mittels EDX bestimmt.

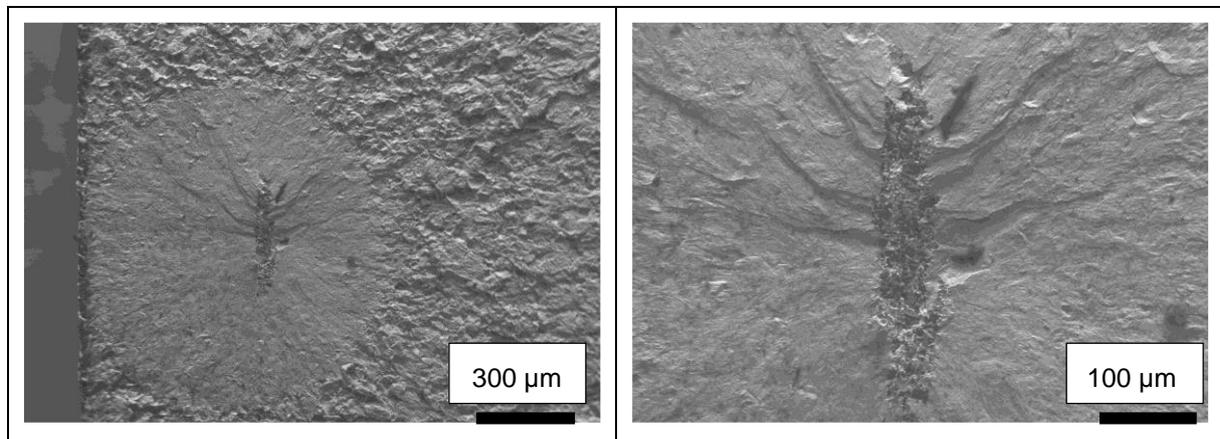
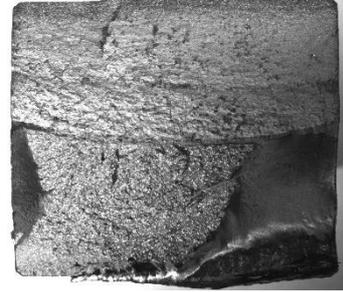
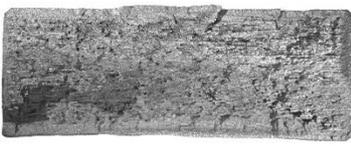


Bild 6.9: Exemplarische Darstellung einer Bruchbildaufnahme mit Rissausgang unterhalb der Oberfläche der Variante D_m12_015 in unterschiedlichen Vergrößerungen

Tabelle 6.4 zeigt exemplarische Bruchbildaufnahmen ausgewählter Varianten von D. Es handelt sich hierbei um die Varianten D_m5_015, D_m8_015 und D_m12_030, für die die aufgetretenen Brüche im Bereich der Zeit- und Dauerfestigkeit dargestellt sind. Die Rissinitiation fand bei allen Versuchsläufen mit Ausnahme einiger Prüfläufe der Variante D_m12_015 an der Oberfläche im Bereich der 30° -Tangente an die Zahnfußrundung statt. Die begutachteten Bruchflächen zeigen keine Auffälligkeiten bzw. Anzeichen für ein Auftreten von Zahnfußbrüchen mit Rissausgang unterhalb der Bauteiloberfläche an Fehlstellen (z. B. nichtmetallische Einschlüsse) im Werkstoffgefüge.

Tabelle 6.4: Exemplarische Darstellung von Bruchflächen im Pulsatorversuch der Varianten D_m5_015, D_m8_015 und D_m12_030, aufgetreten im Bereich der Zeitfestigkeit und der Dauerfestigkeit, Bruchausgang jeweils an der oberen Bildseite

 <p style="text-align: right;">5 mm</p> <p>D_m5_015: Dauerfestigkeit F_{Pn} = 70 kN; N = 84.656 LW</p>	 <p style="text-align: right;">5 mm</p> <p>D_m8_015: Dauerfestigkeit F_{Pn} = 98 kN; N = 157.274 LW</p>	 <p style="text-align: right;">10 mm</p> <p>D_m12_030: Dauerfestigkeit F_{Pn} = 120 kN; N = 97.515 LW</p>
 <p style="text-align: right;">5 mm</p> <p>D_m5_015: Zeitfestigkeit F_{Pn} = 89 kN; N = 16.632 LW</p>	 <p style="text-align: right;">5 mm</p> <p>D_m8_015: Zeitfestigkeit F_{Pn} = 140 kN; N = 17.909 LW</p>	 <p style="text-align: right;">10 mm</p> <p>D_m12_030: Zeitfestigkeit F_{Pn} = 140 kN; N = 28.880 LW</p>

6.5 Vergleich der ermittelten Wöhlerlinien

Zunächst wird der Einfluss der CHD auf die gesamten ermittelten Wöhlerlinien betrachtet. Dazu werden die Wöhlerlinien (Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %) aller Varianten der Baugröße Modul 5 mm in Bild 6.10 vergleichend dargestellt. Die Variante B_m5_015 weist die höchste Dauerfestigkeit auf. Die Varianten A_m5_015, C_m5_015 und D_m5_015, deren Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß im Bereich von $0,1 \dots 0,2 \cdot m_n$ liegt, zeigen in der Dauerfestigkeit vergleichbare Werte. Für die Variante B_m5_025, mit einer etwas erhöhten Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß, wurde ebenfalls ein Dauerfestigkeitswert in dieser Größenordnung ermittelt. Die Variante B_m5_030 mit erhöhter Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß zeigt den geringsten Dauerfestigkeitswert, der jedoch nur etwas unterhalb der anderen Werte liegt. Bei der Betrachtung der Zeitfestigkeitsäste ist zu erkennen, dass nahezu alle Varianten eine vergleichbare Steigung aufweisen, nur die Variante D_m5_015 ist durch einen etwas flacheren Zeitfestigkeitsast gekennzeichnet.

Die Ergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit der Varianten der Baugröße Modul 8 mm mit einer Ist-Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß $\leq 0,20 \cdot m_n$ sind in Bild 6.11 zusammengestellt. Die Varianten B_m8_015 und C_m8_015 weisen die höchsten Dauerfestigkeitswerte auf. Die beiden Varianten des Werkstoffes D liegen in der Dauerfestigkeit auf einem vergleichbaren Niveau unterhalb der Varianten B und C. Die geringste Dauerfestigkeit wurde für die Variante A_m8_015 ermittelt. In der Zeitfestigkeit ist die Variante A_m8_015 durch die geringste

Steigung gekennzeichnet, die Wöhlerlinien aller anderen Varianten haben jeweils eine vergleichbare Steigung in der Zeitfestigkeit.

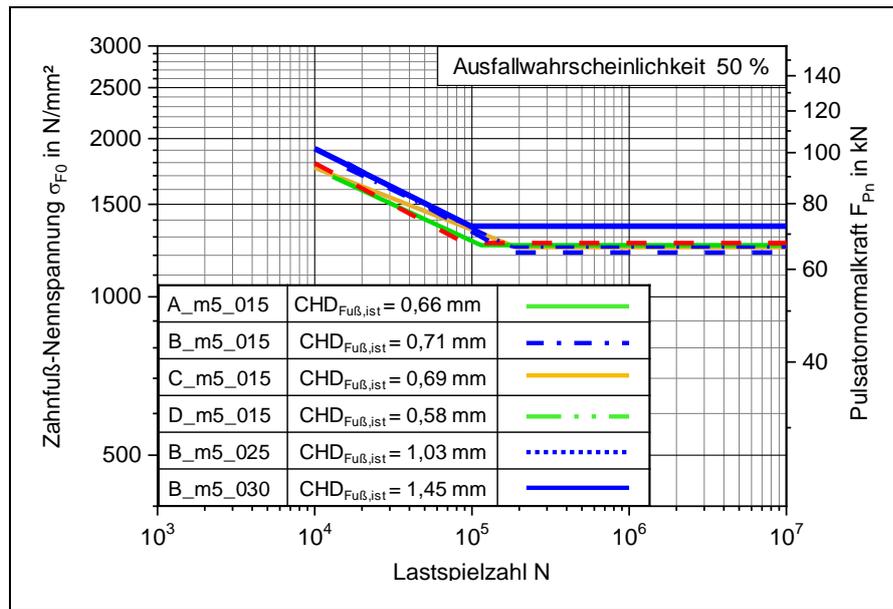


Bild 6.10: Wöhlerlinien aller Varianten der Baugröße Modul 5 mm, Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %

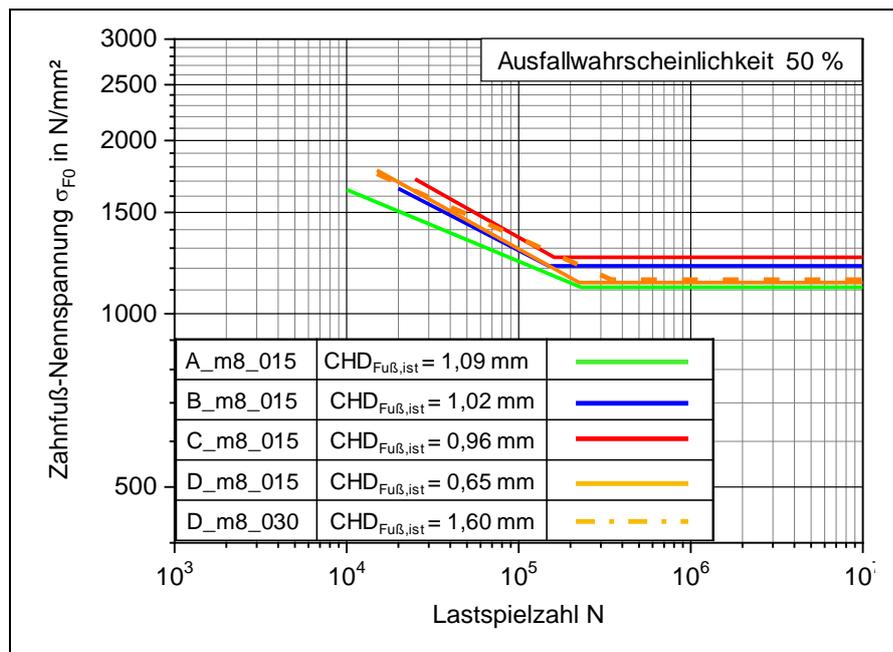


Bild 6.11: Wöhlerlinien der Varianten der Baugröße Modul 8 mm mit einer Ist-Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß $\leq 0,20 \cdot m_n$, Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %

Für die Varianten mit einer erhöhten Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß sind die Ergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit in Bild 6.12 für eine Ausfallwahrscheinlichkeit von 50 % dargestellt. In der Dauerfestigkeit sind die Varianten B_m8_025 und B_m8_040 durch die höchsten Werte gekennzeichnet. Die Varianten B_m8_030 und C_m8_030 liegen in der Dauerfestigkeit auf einem nahezu identischen Niveau, das sich geringfügig unterhalb der Varianten B_m8_025 und B_m8_040 einordnet. Die Variante A_m8_030 zeigt den geringsten Dauerfestigkeitswert. Bezüglich der Zeitfestigkeit zeigt die Variante B_m8_025 den Verlauf mit der geringsten Steigung, die Zeitfestigkeitsäste der anderen Varianten weisen eine vergleichbare Steigung auf.

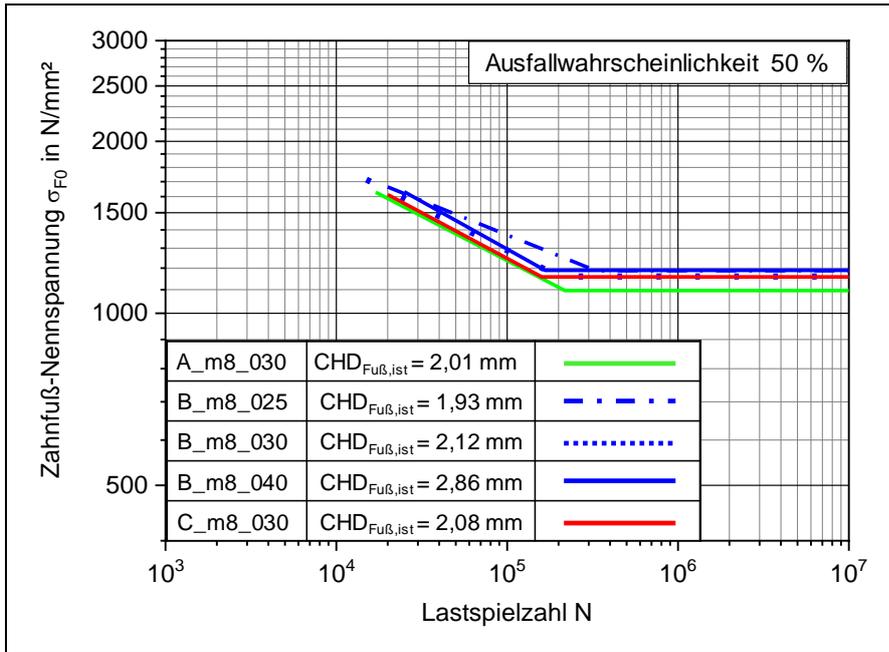


Bild 6.12: Wöhlerlinien der Varianten der Baugröße Modul 8 mm mit einer Ist-Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß $> 0,20 \cdot m_n$, Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %

Für die Baugröße Modul 12 mm werden die Ergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit ebenfalls getrennt für eine gemessene Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß von $\leq 0,20 \cdot m_n$ und $> 0,20 \cdot m_n$ dargestellt. Bild 6.13 beinhaltet die Wöhlerlinien der Varianten mit einer Einsatzhärtungstiefe von $\leq 0,20 \cdot m_n$. Die Varianten B_m12_015, C_m12_015 und D_m12_015 weisen nahezu identische Dauerfestigkeitswerte auf. Die Varianten A_m12_015 und D_m12_030 sind durch vergleichbare Dauerfestigkeitswerte gekennzeichnet, welche geringfügig unterhalb der anderen Varianten liegen. In der Zeitfestigkeit weisen die Varianten Steigungen in ähnlicher Größenordnung auf, hier zeigt die Variante B_m12_015 die größte Steigung.

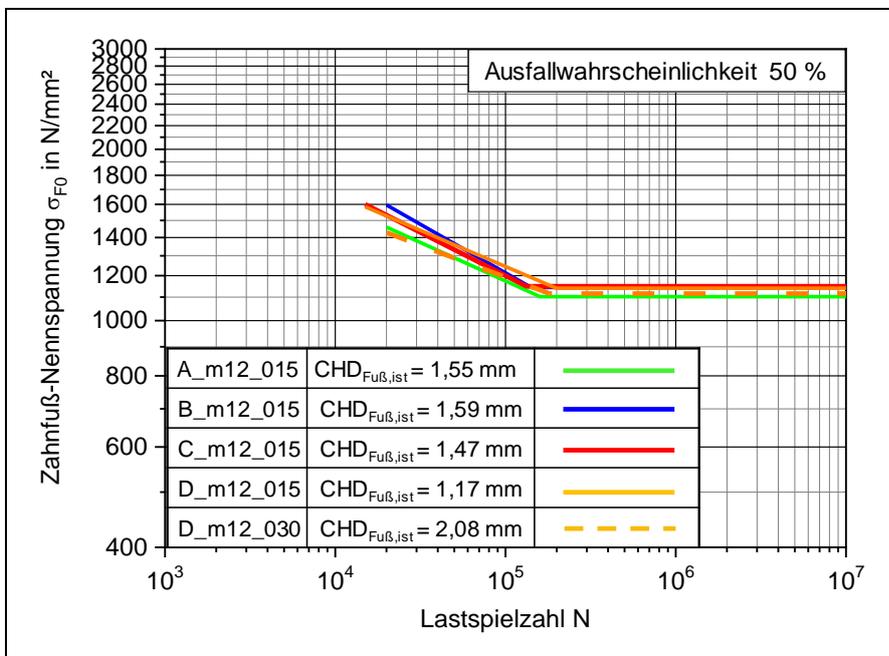


Bild 6.13: Wöhlerlinien der Varianten der Baugröße Modul 12 mm mit einer Ist-Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß $\leq 0,20 \cdot m_n$, Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %

Die Ergebnisse der Varianten mit erhöhter Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß sind vergleichend in Bild 6.14 dargestellt. Die Variante C_m12_030 weist die höchste Dauerfestigkeit auf, etwas darunter liegt der Dauerfestigkeitswert der Variante B_m12_025. Die Varianten A_m12_030 und B_m12_030 haben nahezu identische Dauerfestigkeitswerte, die jedoch unterhalb der anderen beiden Varianten liegen. Die Steigungen der Zeitfestigkeitsäste nehmen vergleichbare Werte an.

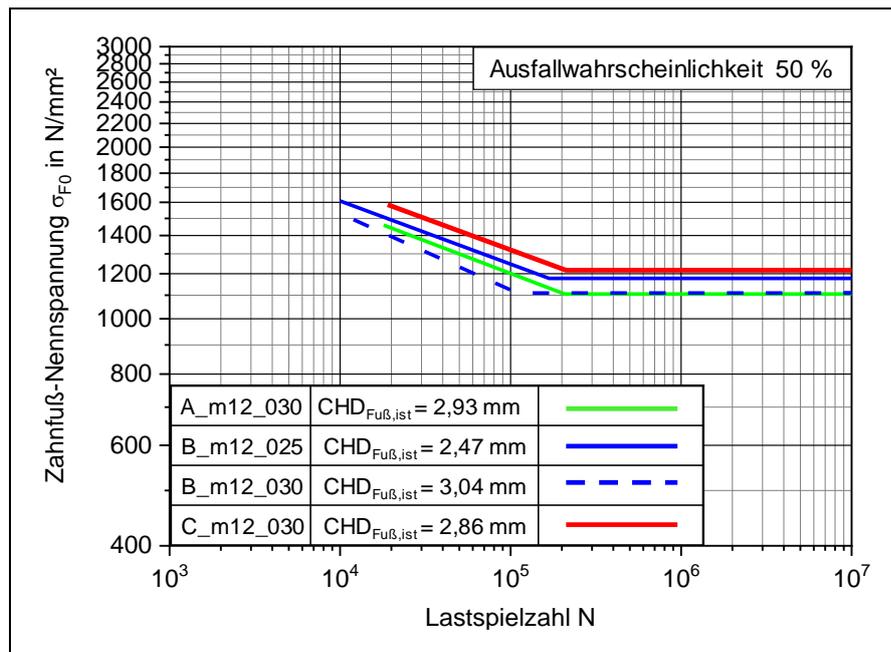


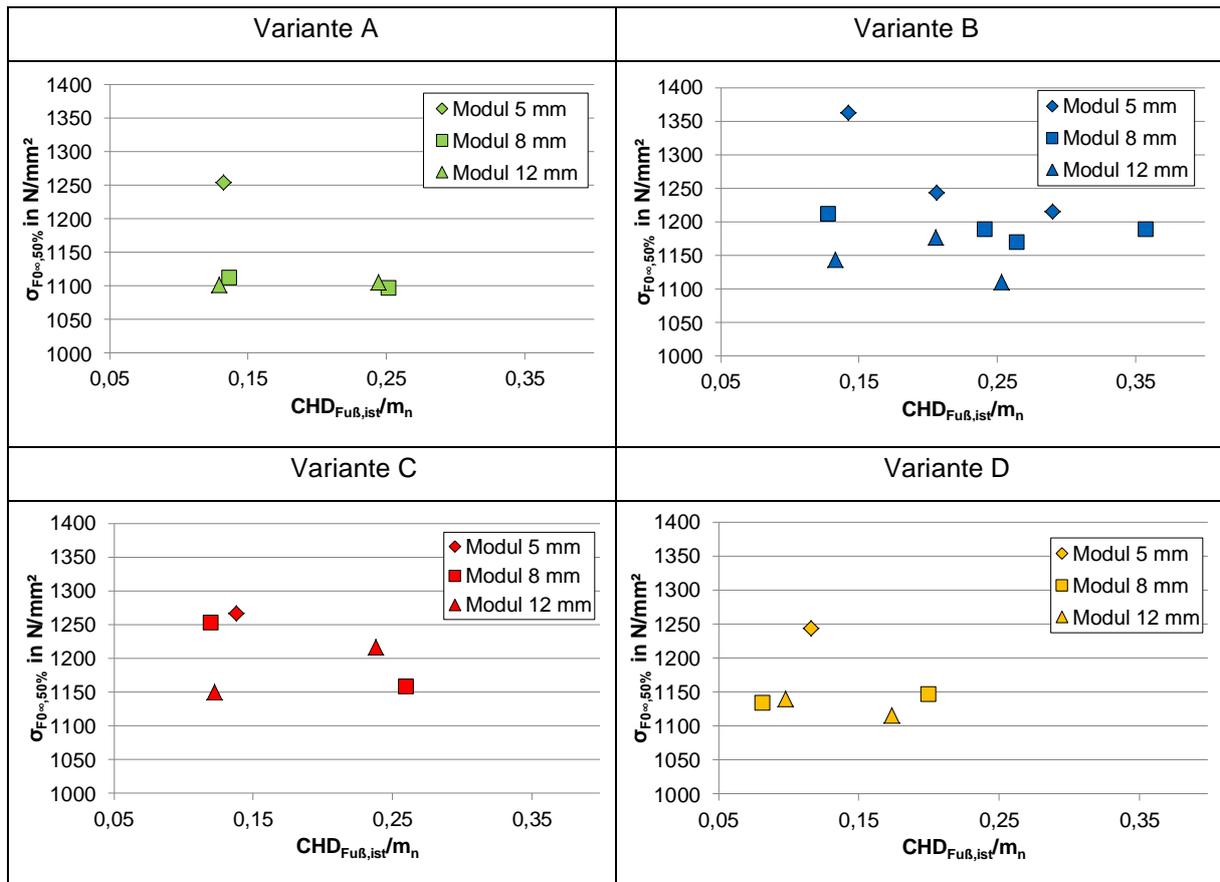
Bild 6.14: Wöhlerlinien der Varianten der Baugröße Modul 12 mm mit einer Ist-Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß $> 0,20 \cdot m_n$, Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %

6.6 Weitergehende vergleichende Betrachtungen

6.6.1 Zahnfuß-Dauerfestigkeit

Bei dem Werkstoff A zeigt die Baugröße Modul 5 mm die höchste dauerhaft ertragbare Zahnfuß-Nennspannung. Die Dauerfestigkeit der Varianten der Baugrößen Modul 8 mm und 12 mm nimmt jeweils für beide CHD-Werte im Zahnfuß nahezu identische Werte an. Für den Werkstoff B wurden die meisten Varianten untersucht. Die Varianten der Baugröße Modul 5 mm weisen eine Abnahme der Dauerfestigkeit mit zunehmenden CHD_{Fuß}-Werten auf, wobei zu beachten ist, dass der Dauerfestigkeitswert der Variante mit Standard-Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß sehr hoch ausfällt. Bei der Baugröße Modul 8 mm nimmt die Dauerfestigkeit mit zunehmender CHD_{Fuß} nur geringfügig ab. Die Dauerfestigkeitswerte liegen unterhalb der Werte der Baugröße Modul 5 mm. Die Varianten der Baugröße Modul 12 mm sind durch eine Abnahme der Dauerfestigkeit mit zunehmender CHD im Zahnfuß gekennzeichnet. Die Varianten aus C zeigen folgendes: Die Variante der Baugröße Modul 5 mm mit Standard-Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß weist die höchste Dauerfestigkeit auf. Bei Modul 8 mm zeigt sich eine geringe Abnahme und bei Modul 12 mm eine geringe Zunahme der Dauerfestigkeit mit zunehmender CHD_{Fuß}. Insgesamt nehmen die Dauerfestigkeitswerte nur geringfügig mit zunehmenden CHD_{Fuß}-Werten ab. Hinsichtlich der Dauerfestigkeit der Varianten aus D liegt die Variante der Baugröße Modul 5 mm am höchsten. Bei den Varianten mit größerer Baugröße (Modul 8 mm und 12 mm) sind nahezu keine Veränderungen der Dauerfestigkeitswerte mit zunehmender Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß festzustellen. In Tabelle 6.5 sind die dauerhaft ertragbaren Zahnfuß-Nennspannungen (Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %) über dem ermittelten Wert CHD_{Fuß,ist} / m_n für jede Werkstoffvariante dargestellt.

Tabelle 6.5: Dauerfest ertragbare Zahnfuß-Nennspannung (Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %) über der gemessenen $CHD_{Fu\beta,ist} / m_n$, dargestellt für jede Werkstoffvariante



6.6.2 Zahnfuß-Zeitfestigkeit

Nachfolgend wird auf die Zeitfestigkeit der einzelnen Varianten eingegangen. Um eine vergleichende Betrachtung zu ermöglichen, werden in den Balkendiagrammen die Zahnfuß-Nennspannungen für 25.000 LW (hohe Zeitfestigkeit) und 70.000 LW (niedrige Zeitfestigkeit) dargestellt. Diese wurden aus den ermittelten Wöhlerlinien abgeleitet. In Bild 6.15 sind die Ergebnisse der Varianten der Baugröße Modul 5 mm zusammengestellt. In der hohen Zeitfestigkeit zeigt die Variante B_m5_015 die höchste Zahnfuß-Nennspannung. Die Varianten A_m5_015, C_m5_015 und D_m5_015 liegen etwas darunter. Die Varianten mit erhöhter Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß B_m5_025 und B_m5_030 zeigen kaum geringere Werte im Vergleich zur Variante mit Standard-Einsatzhärtungstiefe B_m5_015. In der niedrigen Zeitfestigkeit liegen die Varianten B_m5_015, D_m5_015, B_m5_025 und B_m5_030 auf einem nahezu identischen Niveau. Die Varianten A_m5_015 und C_m5_015 weisen ebenfalls vergleichbare Werte auf, diese liegen jedoch etwas unterhalb der anderen Varianten. Hinsichtlich der Varianten aus B ist somit für die Baugröße Modul 5 mm praktisch kein Einfluss einer erhöhten Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß auf die Zeitfestigkeit erkennbar.

Für die Baugröße Modul 8 mm sind die Ergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit in der Zeitfestigkeit in Bild 6.16 dargestellt. In der hohen Zeitfestigkeit (25000 LW) zeigt die Variante C_m8_015 die höchste Zahnfuß-Nennspannung.

Die Varianten B_m8_015, D_m8_015, B_m8_025, B_m8_030, D_m8_030 und B_m8_040 liegen in einem ähnlichen Bereich unterhalb der Variante C_m8_015. Die Varianten A_m8_030 und C_m8_030 weisen vergleichbare Zahnfuß-Nennspannungen auf, die nochmal geringfügig darunter liegen. Variante A_m8_015 ist durch den geringsten Wert gekennzeichnet. In der niedrigen Zeitfestigkeit (70.000 LW) liegen die Varianten C_m8_015, B_m8_025 und D_m8_030 in einem vergleichbaren Bereich und oberhalb der anderen Varianten der gleichen Baugröße. Die Varianten B_m8_015, D_m8_015, B_m8_030 und B_m8_040 liegen in einer vergleichbaren Größenordnung etwas darunter.

Die Varianten mit der geringsten Zahnfußtragfähigkeit umfassen A_m8_015, A_m8_030 und C_m8_030. Insgesamt zeigen die Varianten aus A, B und D kaum einen Einfluss der Einsatzhärtungstiefe auf die Zahnfußtragfähigkeit im Bereich der Zeitfestigkeit. Bei den Varianten aus C ist mit zunehmender Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß eine leichte Abnahme der Tragfähigkeit in der Zeitfestigkeit erkennbar.

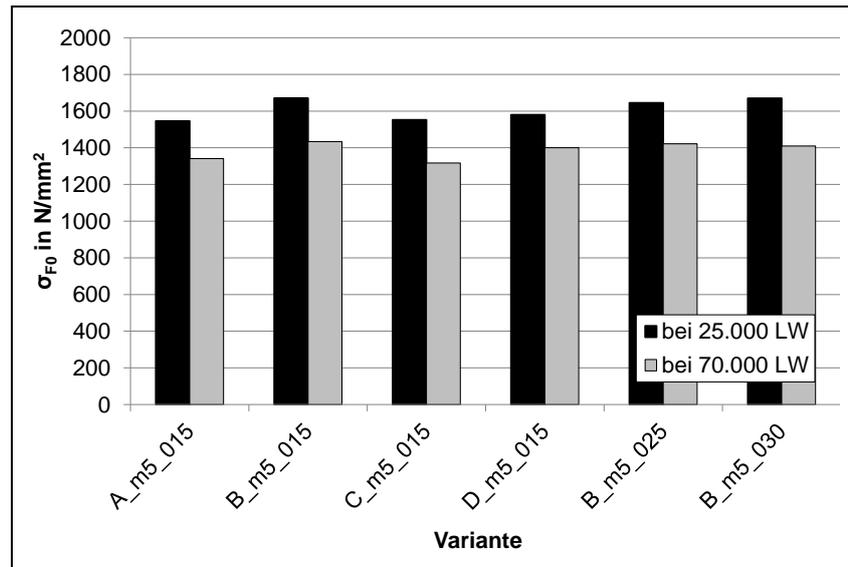


Bild 6.15: Vergleich der Zeitfestigkeit für 25000 LW und 70000 LW der Varianten der Baugröße Modul 5 mm, Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %

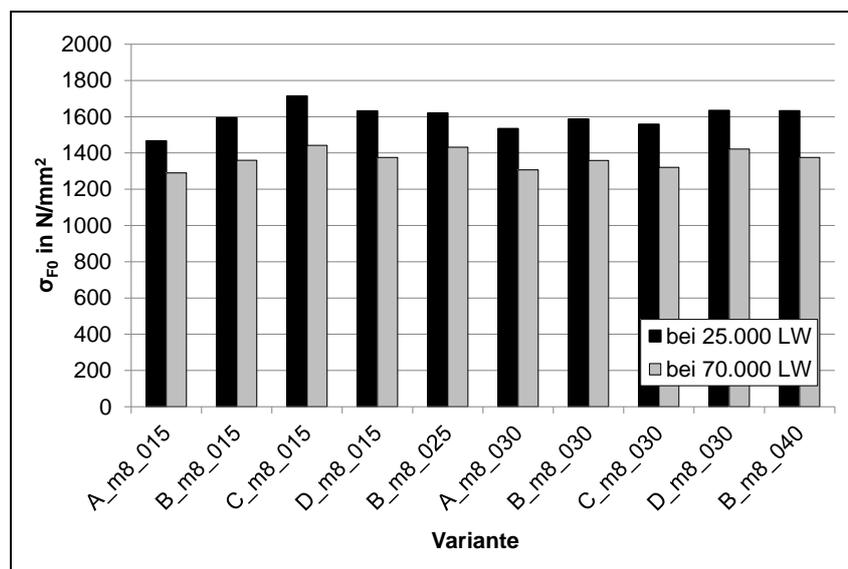


Bild 6.16: Vergleich der Zeitfestigkeit für 25000 LW und 70000 LW der Varianten der Baugröße Modul 8 mm, Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %

In **Bild 6.17** sind die Ergebnisse der Varianten der Baugröße Modul 12 mm zusammengestellt. Bezüglich der hohen Zeitfestigkeit weisen die beiden Varianten B_m12_015 und C_m12_030 die höchsten Zahnfuß-Nennspannungen auf. Etwas darunter liegen die Tragfähigkeiten von C_m12_015, D_m12_015 und B_m12_025. Noch etwas geringere Zahnfuß-Nennspannungen wurden für die Varianten A_m12_015, A_m12_030 und D_m12_030 ermittelt. Die geringste Tragfähigkeit zeigt die Variante B_m12_030. In der niedrigen Zeitfestigkeit wurde für die Variante C_m12_030 die höchste Zahnfuß-Nennspannung bestimmt. Die Varianten B_m12_015, C_m12_015, D_m12_015 und B_m12_025 liegen auf einem vergleichbaren Niveau und etwas unterhalb der Variante C_m12_030. Die Variante B_m12_030 ist durch die geringste Zahnfuß-Nennspannung gekennzeichnet, die Varianten A_m12_015, A_m12_030 und D_m12_030 sind wieder vergleichbar hinsichtlich der Tragfähigkeit und etwas oberhalb der Variante B_m12_030 angesiedelt. Insgesamt ist bei den Varianten aus A und C keine Minderung in der Zeitfestigkeit durch eine erhöhte CHD im Zahnfuß erkennbar. Die Varianten aus B und D zeigen tendenziell eine leichte Minderung mit zunehmender Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß.

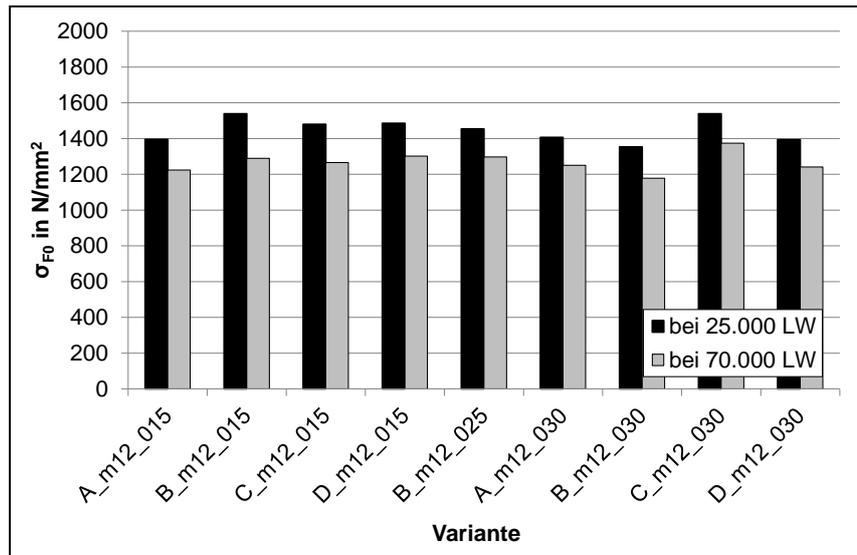


Bild 6.17: Vergleich der Zeitfestigkeit für 25000 LW und 70000 LW der Varianten der Baugröße Modul 12 mm, Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %

7 Statistischer Ansatz zur Korrelation Bauteilkenngrößen - Zahnfußtragfähigkeit

7.1 Grundsätzliche Analyse für maßgebende Kenngrößen

Wie im Stand des Wissens (Kapitel 2) dargelegt, gibt es eine Reihe an Einflussgrößen auf die Zahnradtragfähigkeit und im Speziellen auf die Zahnfußtragfähigkeit, welche im Fokus der hier durchgeführten Untersuchungen stehen.

Zur Überprüfung eines möglichen Einflusses werden zunächst die Korrelationskoeffizienten im Bezug auf die Zahnfuß-Nennspannung bestimmt. In Bild 7.1 ist exemplarisch das Ergebnis für die Zahnfuß-Nennspannung, die Baugröße und die CHD im Zahnfuß dargestellt. Bei den Korrelationskoeffizienten gibt es einen gewissen Schwellenwert (siehe hierzu Kapitel 2.5), ab dem von einer Korrelation und einer gegenseitigen Beeinflussung ausgegangen werden kann. Trotzdem sind auch diese kritisch zu prüfen (z.B. auf einen physikalischen Zusammenhang). In Bild 7.1 zeigt sich ein Zusammenhang zwischen der Zahnfuß-Nennspannung sowohl mit der Baugröße als auch mit der Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß. Weiterhin belegen die Ergebnisse auch einen Zusammenhang der CHD im Zahnfuß und der Baugröße. Dies ist jedoch so in den Untersuchungen vorgegeben und damit nicht als Abhängigkeit zu sehen.

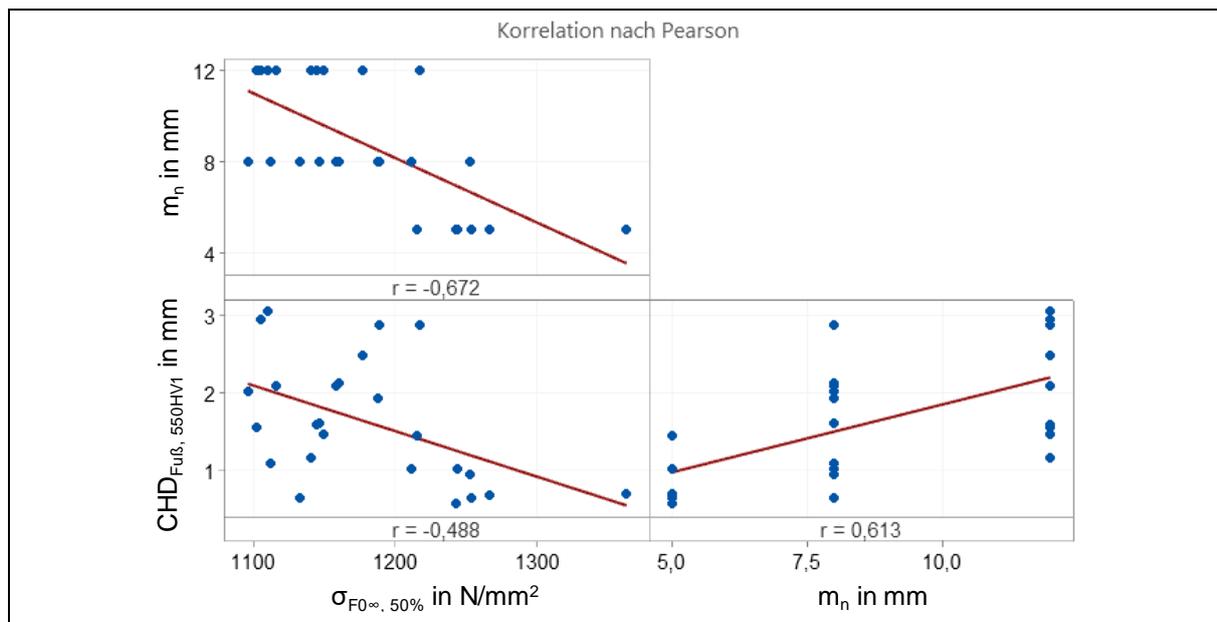


Bild 7.1: Exemplarische Bestimmung der Korrelationskoeffizienten (hier mit r bezeichnet) am Beispiel der Baugröße (m_n) und der Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß

Die Ergebnisse aller Korrelationskoeffizienten sind in Bild 7.2 zusammengefasst. Hierbei geben positive Werte der Korrelationskoeffizienten eine positive Korrelation an, sprich eine Zunahme dieses Einflussfaktors hat eine Steigerung der ausgewerteten Größe (hier: Zahnfußspannung) zur Folge. Bei negativen Werten ergibt sich analog eine negative Korrelation, die durch eine Verringerung der ausgewerteten Größe mit zunehmendem Wert der Einflussgröße gekennzeichnet ist. Als Grenzwert für eine Korrelation wird der aus der Literatur belegte Wert von $r < |0,3|$ nach [Eck99] angenommen. Somit reduzieren sich die Merkmale mit einem signifikanten Einfluss auf die Zahnfußdauerfestigkeit entsprechend Bild 7.2 auf: Baugröße, Einsatzhärtungstiefe und Randoxidation.

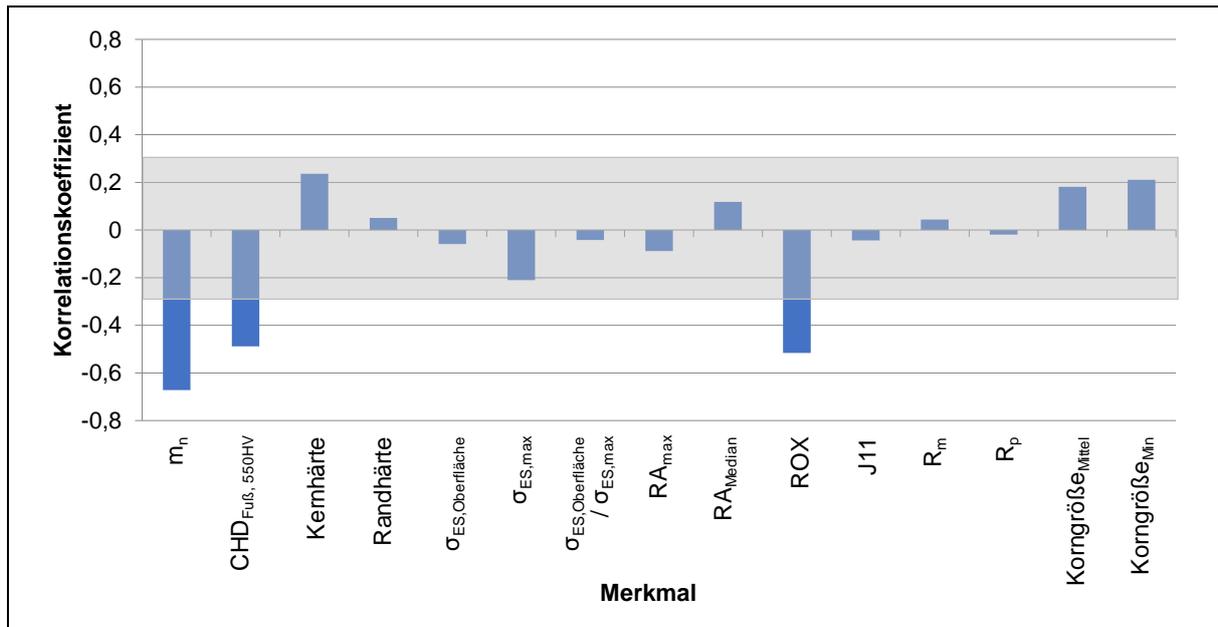


Bild 7.2: Korrelationskoeffizienten im Bezug auf die Zahnfuß-Nennspannung, Einzeichnung des Grenzwertes von $<|0,3|$ nach [Eck99] für eine schwache Korrelation

Ausgehend von den Ergebnissen der Korrelationskoeffizienten werden die Ergebnisse weitergehend statistisch untersucht. Dabei lag der Fokus insbesondere auf den in der Zielsetzung genannten Zielgrößen, welche die Einflüsse aus Einsatzhärtungstiefe, Werkstoff (Härtbarkeit) und Baugröße umfasst (siehe Bild 7.3). Einsatzhärtungstiefe sowie Baugröße zeigen bei den Korrelationskoeffizienten entsprechend hohe Werte und sind durch eine negative Korrelation gekennzeichnet. Randoxidation und Einsatzhärtungstiefe hängen zusammen und werden in einem der nachfolgenden Kapiteln gesondert betrachtet.

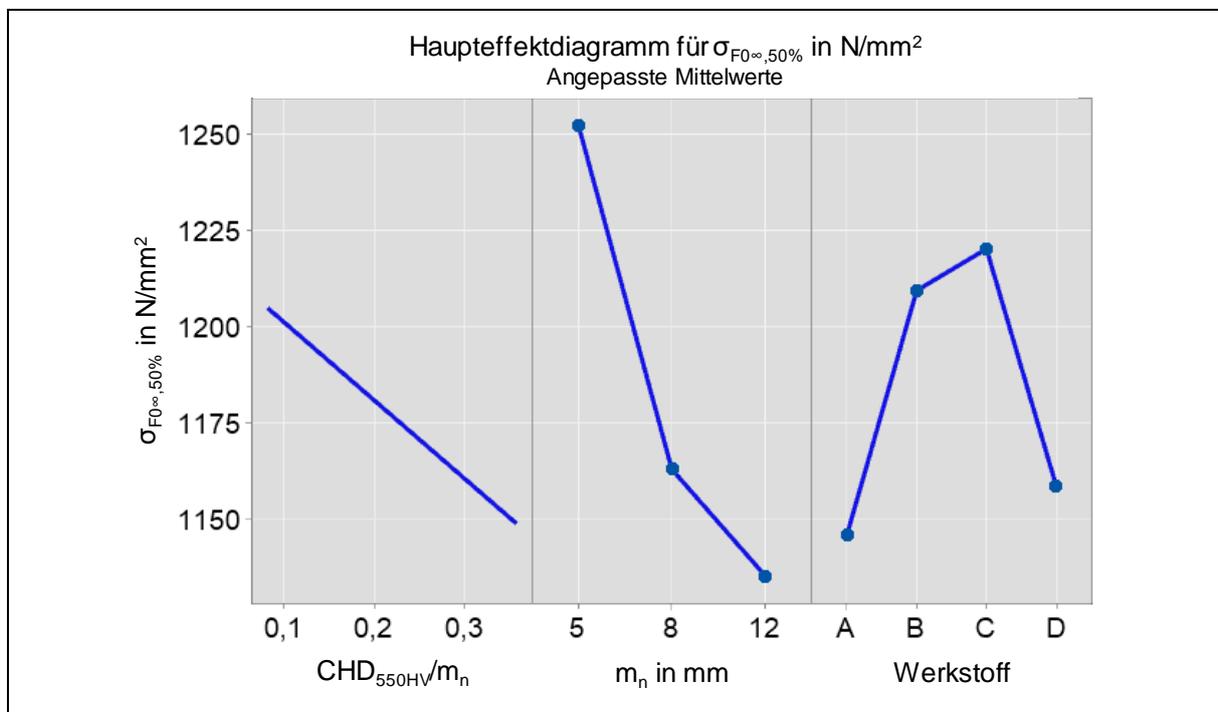


Bild 7.3: Statistische Auswertung der Ergebnisse – Korrelation von (modulbezogener) CHD, Baugröße bzw. m_n und Werkstoff mit der Zahnfußdauerfestigkeit

Die dargestellten Ergebnisse umfassen jeweils die ermittelten dauerhaft ertragbaren Zahnfuß-Nennspannungen $\sigma_{F0\infty,50\%}$ aller Varianten. Jedes Einzeldiagramm stellt den Einfluss einer

Kenngroße dar, die Einflüsse aller weiteren Kenngrößen wurden für diese Betrachtung herausgerechnet (angepasste Mittelwerte).

Die Auswertung ergibt somit:

- Mit zunehmenden $CHD_{Fu\beta,ist}$ – Werten, bezogen auf eine Baugröße, nimmt die Zahnfußtragfähigkeit (Dauerfestigkeit) ab.
- Mit zunehmender Baugröße nimmt die Zahnfußtragfähigkeit (Dauerfestigkeit) ab.
- Die Baugröße (Modul) zeigt im Vergleich hier den stärksten Einfluss auf die Zahnfuß-Dauerfestigkeit
- Es gibt einen Einfluss des Werkstoffes.

Diese Punkte werden in den weiteren Kapiteln näher betrachtet.

7.2 Einfluss der Einsatzhärtungstiefe

Für alle Varianten wurde der $\sigma_{F\lim}$ -Wert nach ISO 6336 [ISO16] bestimmt. Bei dieser Berechnung wurde ein Einfluss der CHD im Zahnfuß nicht berücksichtigt.

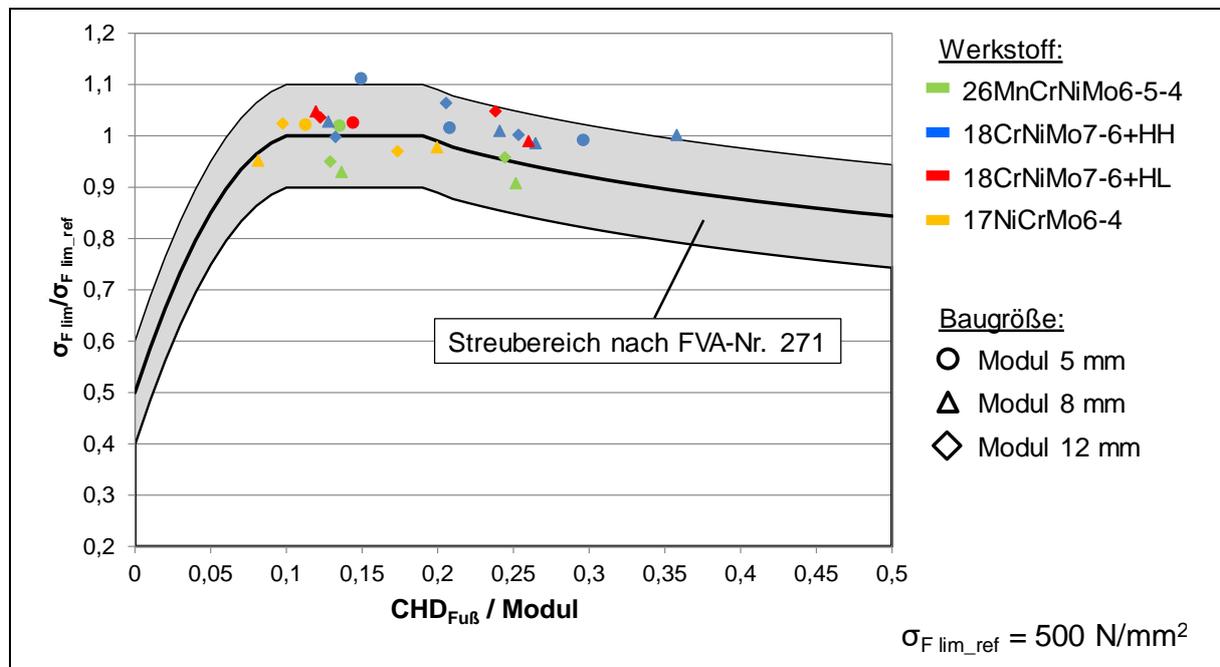


Bild 7.4: Einordnung der Versuchsergebnisse in das Streuband aus FVA 271 [Tob01b]

Für eine weitergehende Auswertung wurden die ermittelten $\sigma_{F\lim}$ -Werte anschließend auf einen Referenzwert $\sigma_{F\lim_ref}$ bezogen. Als Referenzwert wurde hier $\sigma_{F\lim_ref} = 500 \text{ N/mm}^2$ gewählt, ein typischer Wert für den Werkstoff 18CrNiMo7-6 im reinigungsgestrahlten Zustand. Dieser Wert wird auch in der ISO 6336-5 [ISO16] als oberer Grenzwert für die Werkstoffqualität MQ verwendet. Die bezogenen $\sigma_{F\lim}$ -Werte wurden in das Diagramm aus FVA 271 [Tob01b] eingetragen, wobei für die bezogenen CHD-Werte im Zahnfuß die tatsächlich vorliegenden Werte verwendet wurden (siehe Bild 7.4). Es zeigt sich, dass nahezu alle ermittelten und bezogenen $\sigma_{F\lim}$ -Werte innerhalb des in FVA 271 vorgegebenen Streubereiches liegen. Vor allem bei höheren bezogenen CHD-Werten im Zahnfuß ist allerdings zu erkennen, dass die hier ermittelten Kennwerte tendenziell eher im oberen Bereich des Streubandes liegen. Damit kann gezeigt werden, dass bei den untersuchten Werkstoffen mit höherer Härtebarkeit zwar auch mit einer Abnahme in der Zahnfußdauerfestigkeit mit zunehmender CHD im Zahnfuß gerechnet werden

muss, diese Minderung aber geringer ausfällt im Vergleich zu den Ergebnissen aus FVA 271 [Tob01b].

Wie in Bild 7.4 gezeigt, scheint der Einfluss der CHD im Zahnfuß bei Werkstoffen mit höherer Härtebarkeit nicht so ausgeprägt zu sein wie in FVA 271 [Tob01b] für Werkstoffe mit geringer bzw. mittlerer Härtebarkeit ermittelt. Im Diagramm in Bild 7.5 ist der Verlauf des definierten Einflussfaktors Y_{CHD} nach FVA 271 [Tob01b] für niedrig und mittel legierte Einsatzstähle dargestellt. Dieser nimmt im Bereich von $0,1 \dots 0,2 \cdot m_n$ einen konstanten Wert von 1,0 an und fällt mit abnehmender und zunehmender CHD ab. Basierend auf den Ergebnissen zur Zahnfußtragfähigkeit aus dieser Arbeit kann dieser Faktor aus FVA 271 für Stähle mit höherer Härtebarkeit erweitert werden. Der Faktor $Y_{\text{CHD,Gue}}$ für die Varianten der hier durchgeführten Untersuchungen ist in rot eingetragen. Dabei zeigt sich, dass mit zunehmender CHD im Zahnfuß die Zahnfußtragfähigkeit abnimmt. Der Abfall ist jedoch geringer im Vergleich zu den Ergebnissen aus FVA 271 [Tob01b].

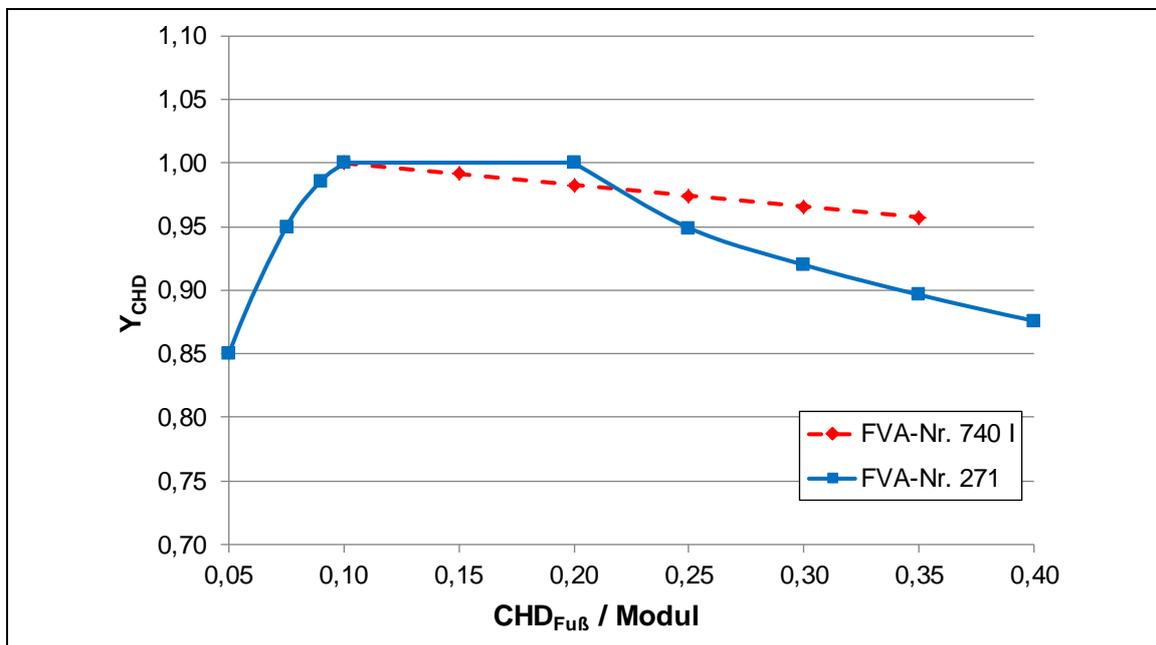


Bild 7.5: Gegenüberstellung des Faktors Y_{CHD} aus FVA 271 [Tob01b] mit dem Faktor $Y_{\text{CHD,Gue}}$

Bei der Anwendung des Faktors $Y_{\text{CHD,Gue}}$ ist zu berücksichtigen, dass dieser erst ab einer CHD im Zahnfuß von $\geq 0,1 \cdot m_n$ gültig ist. Für kleinere CHD-Werte im Zahnfuß wurden im Rahmen dieser Untersuchungen keine Ergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit von höher härteren Werkstoffen generiert. Daher wird empfohlen, für kleinere CHD-Werte im Zahnfuß auch für Werkstoffe höherer Härtebarkeit den Y_{CHD} -Faktor nach FVA-Nr. 271 [Tob01b] anzuwenden.

Die genaue Berechnung des Einflussfaktors $Y_{\text{CHD,Gue}}$ sowie ein Grenzkriterium zur Anwendung des jeweiligen Faktors Y_{CHD} und $Y_{\text{CHD,Gue}}$ wird in Kapitel 9.3 näher beschrieben.

Fazit:

Für Werkstoffe höherer Härtebarkeit fällt die Minderung der Zahnfußdauerfestigkeit mit zunehmender Einsatzhärtungstiefe (CHD) im Zahnfuß geringer aus im Vergleich zu Werkstoffen mit geringer/mittleren Härtebarkeit.

7.3 Einfluss der Baugröße

Eine weitere Einflussgröße stellt die Baugröße dar. In einer vergleichbaren Vorgehensweise zum Vorhaben FVA-Nr. 162 [Ste97] wurde der Einfluss der Baugröße für die hier untersuchten Varianten ermittelt. In Bild 7.6 sind die Ergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit $\sigma_{F0\infty,50\%}$ sowie der zugehörige Baugrößeneinfluss (beides in grau dargestellt) für den Werkstoff 17CrNiMo6 (18CrNiMo7-6) aus dem Vorhaben FVA 162 [Ste97] dargestellt. Zusätzlich sind im linken Diagramm alle Ergebnisse ($\sigma_{F0\infty,50\%}$) der Variante A mit einer auf den Modul bezogenen $CHD_{Fu\beta,ist} < 0,25 \cdot m_n$ eingetragen. Im rechten Diagramm sind alle Ergebnisse ($\sigma_{F0\infty,50\%}$) der Variante A mit einer auf den Modul bezogenen $CHD_{Fu\beta,ist} > 0,25 \cdot m_n$ dargestellt. Dabei zeigt sich, dass alle Absolutwerte der dauerhaft ertragbaren Zahnfuß-Nennspannung für 50 % Ausfallwahrscheinlichkeit der Variante A im Streubereich derjenigen des Werkstoffes 17CrNiMo6 liegen. Damit spiegeln die Ergebnisse des hier untersuchten Werkstoffes A (26MnCrNiMo6-5-4) den Baugrößeneinfluss des Werkstoffes 17CrNiMo6 nach FVA 162 [Ste97] wider.

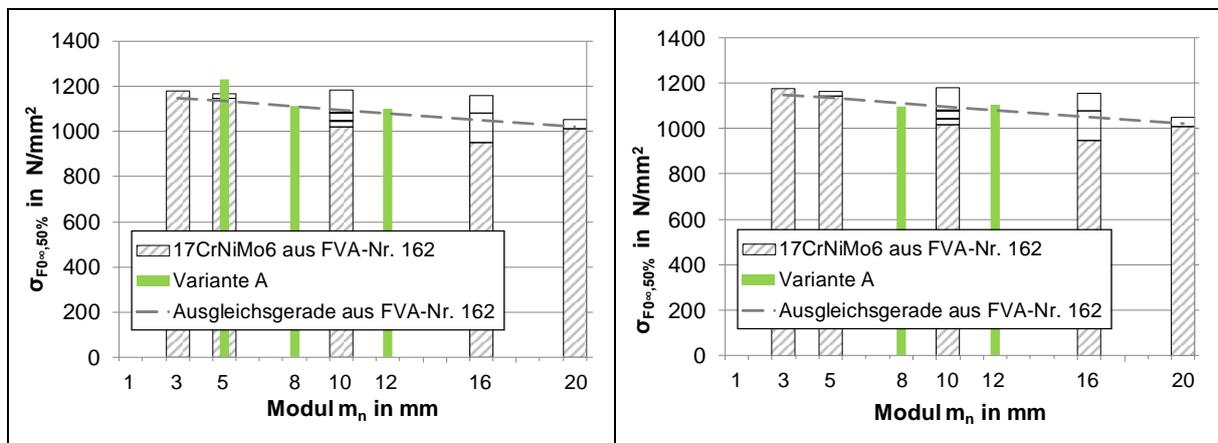


Bild 7.6: Einordnung der Versuchsergebnisse der Variante A in die Ergebnisse des Werkstoffes 17CrNiMo6 (18CrNiMo7-6) aus FVA 162 [Ste97]; links für die Varianten mit $CHD_{Fu\beta,ist} < 0,25 \cdot m_n$ und rechts für $CHD_{Fu\beta,ist} \geq 0,25 \cdot m_n$ und Vergleich mit dem entsprechenden Baugrößenfaktor nach [Ste97]

In Bild 7.7 im linken Diagramm sind alle Ergebnisse ($\sigma_{F0\infty,50\%}$) der Variante B mit einer auf den Modul bezogenen $CHD_{Fu\beta,ist} < 0,25 \cdot m_n$ eingetragen in die Ergebnisse aus FVA 162 [Ste97] für den Werkstoff 17CrNiMo6. Im rechten Diagramm sind alle Ergebnisse ($\sigma_{F0\infty,50\%}$) der Variante B mit einer auf den Modul bezogenen $CHD_{Fu\beta,ist} > 0,25 \cdot m_n$ dargestellt. Dabei zeigt sich, dass alle Absolutwerte der dauerhaft ertragbaren Zahnfuß-Nennspannung für 50 % Ausfallwahrscheinlichkeit der Variante B oberhalb derjenigen des Werkstoffes 17CrNiMo6 aus FVA-Nr. 162 liegen. Der ermittelte Wert der Variante B_m5_015 liegt relativ hoch und sollte bei der Auswertung nicht zu sehr gewichtet werden. Eine Parallelverschiebung der Ausgleichsgeraden des Baugrößeneinflusses nach FVA 162 zu höheren Absolutwerten, lässt auch bei den hier ermittelten Ergebnissen eine vergleichbare Tendenz erkennen. Damit zeigt der Baugrößeneinfluss des Werkstoffes 17CrNiMo6 nach FVA 162 für den hier untersuchten Werkstoff B (18CrNiMo7-6+HH) keinen signifikanten Unterschied.

Die Varianten des Werkstoffes C werden in Bild 7.8 ausgewertet. In den Diagrammen sind wieder die Ergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit $\sigma_{F0\infty,50\%}$ sowie der zugehörige Baugrößeneinfluss (beides in grau dargestellt) für den Werkstoff 17CrNiMo6 (18CrNiMo7-6) aus dem Vorhaben FVA 162 [Ste97] als Referenz dargestellt. Zusätzlich sind im linken Diagramm alle Ergebnisse ($\sigma_{F0\infty,50\%}$) der Variante C mit einer auf den Modul bezogenen $CHD_{Fu\beta,ist} < 0,25 \cdot m_n$ eingetragen. Im rechten Diagramm sind alle Ergebnisse ($\sigma_{F0\infty,50\%}$) der

Variante C mit einer auf den Modul bezogenen $CHD_{Fu\beta,ist} > 0,25 \cdot m_n$ dargestellt. Auch hier ist zu erkennen, dass alle Absolutwerte der dauerhaft ertragbaren Zahnfuß-Nennspannung für 50 % Ausfallwahrscheinlichkeit der Variante C oberhalb derjenigen des Werkstoffes 17CrNiMo6 aus FVA-Nr. 162 liegen. Eine Parallelverschiebung der Ausgleichsgeraden des Baugrößeneinflusses nach FVA 162 zu höheren Absolutwerten, lässt auch bei den hier ermittelten Ergebnissen eine vergleichbare Tendenz erkennen. Es zeigt sich, dass der Baugrößeneinfluss des Werkstoffes 17CrNiMo6 nach FVA 162 für den hier untersuchten Werkstoff C (18CrNiMo7-6+HL) angewendet werden kann.

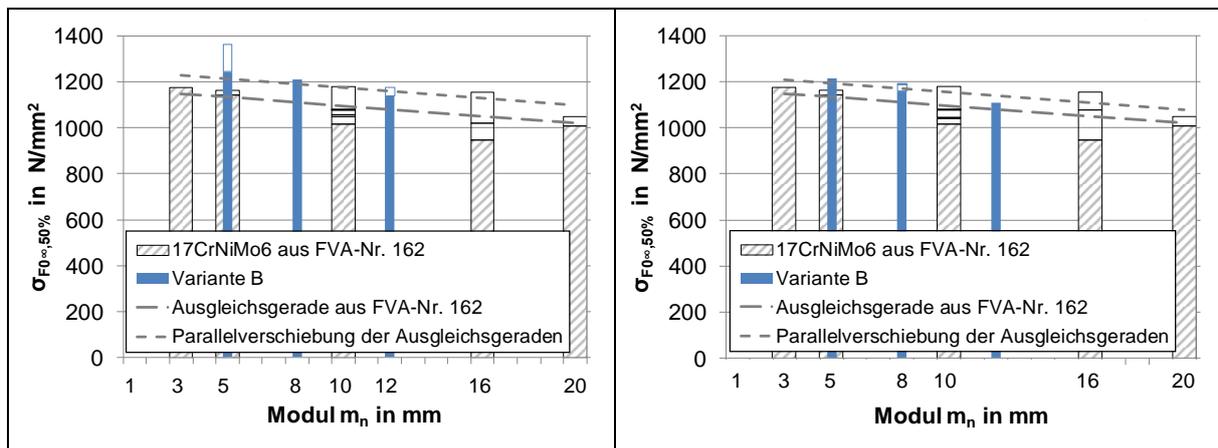


Bild 7.7: Einordnung der Versuchsergebnisse der Variante B in die Ergebnisse des Werkstoffes 17CrNiMo6 (18CrNiMo7-6) aus FVA 162 [Ste97]; links für die Varianten mit $CHD_{Fu\beta,ist} < 0,25 \cdot m_n$ und rechts für $CHD_{Fu\beta,ist} \geq 0,25 \cdot m_n$ und Vergleich mit dem entsprechenden Baugrößeneinfluss nach [Ste97]

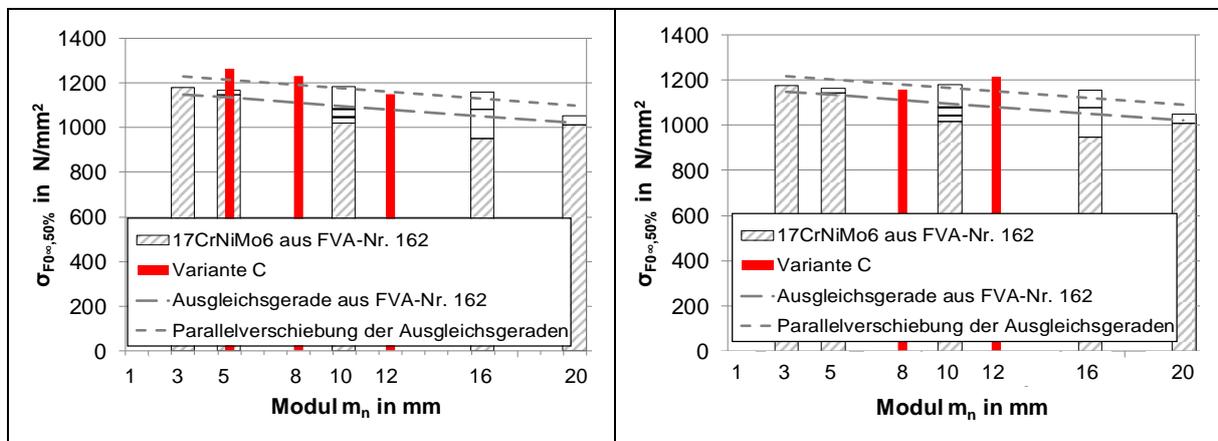


Bild 7.8: Einordnung der Versuchsergebnisse der Variante C in die Ergebnisse des Werkstoffes 17CrNiMo6 (18CrNiMo7-6) aus FVA 162 [Ste97]; links für die Varianten mit $CHD_{Fu\beta,ist} < 0,25 \cdot m_n$ und rechts für $CHD_{Fu\beta,ist} \geq 0,25 \cdot m_n$ und Vergleich mit dem entsprechenden Baugrößeneinfluss nach [Ste97]

Die Einordnung der Ergebnisse der Variante D ist in Bild 7.9 dargestellt. Im Diagramm sind wieder die Ergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit $\sigma_{F0\infty,50\%}$ sowie der zugehörige Baugrößeneinfluss (beides in grau dargestellt) für den Werkstoff 17CrNiMo6 (18CrNiMo7-6) aus dem Vorhaben FVA 162 [Ste97] als Referenz dargestellt. Die Ermittlung der $CHD_{Fu\beta,ist}$ hat gezeigt, dass bei dieser Variante nur Werte $CHD_{Fu\beta,ist} < 0,20 \cdot m_n$ erzielt wurden, sodass alle Ergebnisse ($\sigma_{F0\infty,50\%}$) der Variante D in ein Diagramm eingetragen wurden. Analog zu den Varianten B und C liegen auch die Absolutwerte der dauerhaft ertragbaren Zahnfuß-Nennspannung für 50 %

Ausfallwahrscheinlichkeit der Variante D oberhalb derjenigen des Werkstoffes 17CrNiMo6 aus FVA-Nr. 162. Eine Parallelverschiebung der Ausgleichsgeraden des Baugrößeneinflusses nach FVA 162 zu höheren Absolutwerten, lässt auch bei den hier ermittelten Ergebnissen eine vergleichbare Tendenz erkennen. Es zeigt sich, dass keine signifikanten Unterschiede bezüglich des Baugrößeneinflusses des Werkstoffes 17CrNiMo6 nach FVA 162 und des hier untersuchten Werkstoffes D (17NiCrMo6-4) erkennbar sind.

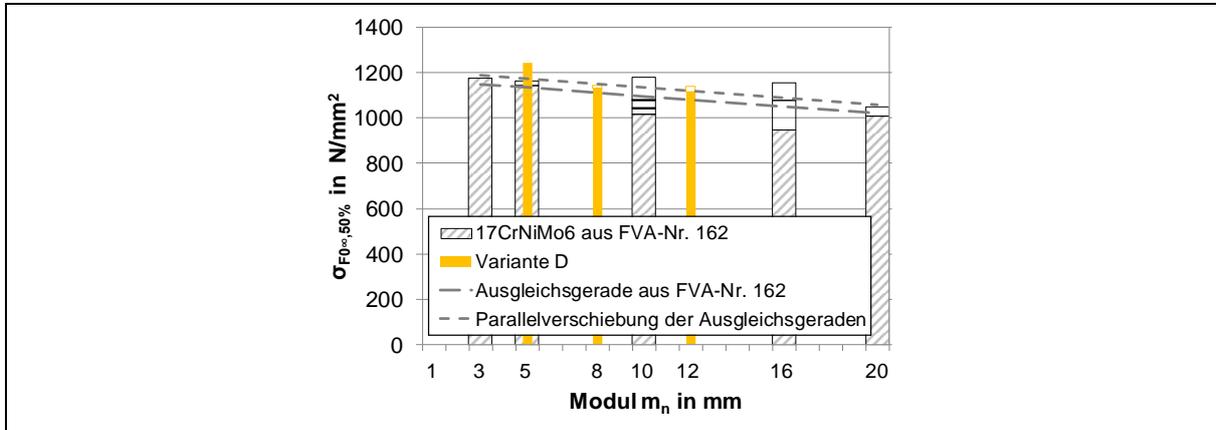


Bild 7.9: Einordnung der Versuchsergebnisse der Variante D in die Ergebnisse des Werkstoffes 17CrNiMo6 (18CrNiMo7-6) aus FVA 162 [Ste97] und Vergleich mit dem entsprechenden Baugrößenfaktor nach [Ste97]

Im Folgenden erfolgt eine Auswertung des Baugrößenfaktors aller Varianten. Um eine größere Datenbasis und damit auch statistisch abgesicherte Ergebnisse zu generieren, werden nun alle Varianten unabhängig von der CHD betrachtet. Dazu werden die Ergebnisse der Zahnfuß-Nennspannung $\sigma_{F0=,50\%}$ (für 50 % Ausfallwahrscheinlichkeit) durch den hier ermittelten Faktor $Y_{CHD, Gue}$ dividiert. Anschließend werden die Ergebnisse auf die Baugröße Modul 5 mm bezogen, vergleichend mit dem Vorgehen in FVA-Nr. 162 [Ste97].

In Bild 7.10 sind die so ausgewerteten Ergebnisse für den Baugrößenfaktor Y_x für jede hier untersuchte Variante dargestellt. Weiterhin sind hier auch die Vorgaben der Norm [ISO06] und die Ergebnisse aus FVA-Nr. 162 für den Werkstoff 18CrNiMo7-6 eingetragen. Die Ergebnisse des Baugrößenfaktors der hier untersuchten Varianten zeigen, dass dieser oberhalb der Normangaben verläuft und eine gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen aus FVA-Nr. 162 vorliegt. Somit kann insgesamt der Baugrößenfaktor aus FVA-Nr. 162 für den Werkstoff 17CrNiMo6 für die hier untersuchten Einsatzstähle mit höherer Härte bestätigt werden.

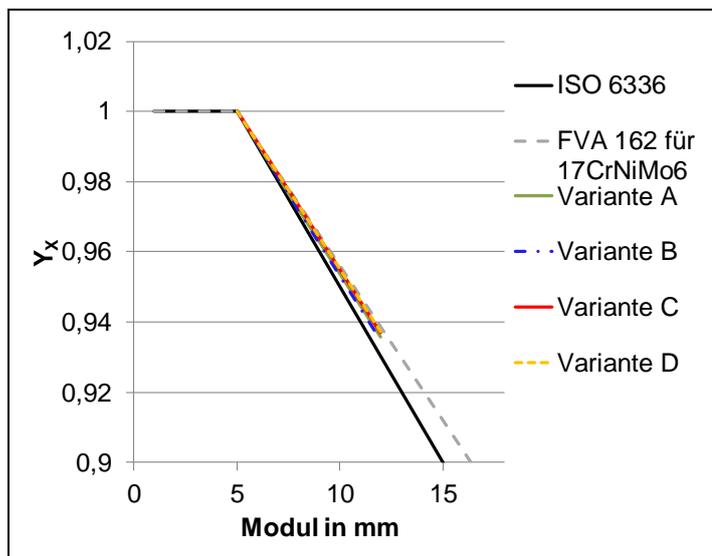


Bild 7.10: Einordnung des Baugrößenfaktors der hier untersuchten Varianten im Vergleich zur Vorgabe nach ISO 6336-3 [ISO06] und den Ergebnissen aus FVA-Nr. 162 [Ste97]

Bei der Auswertung der einzelnen Varianten in Bild 7.10 ist folgendes zu berücksichtigen bzw. wurden folgende Annahmen zugrunde gelegt:

- Variante A und D: für die Baugröße Modul 5 mm wird für die dauerhaft ertragbare Zahnfuß-Nennspannung ein $\sigma_{F \text{ lim}}$ -Wert von 500 N/mm^2 angenommen, da der ermittelte $\sigma_{F \text{ lim}}$ -Wert mehr als 500 N/mm^2 beträgt, dieser Kennwert aber nur auf einer Teilwöhlerlinie basiert und auch nur eine Variante in dieser Baugröße untersucht wurde.
- Variante B: Hier sticht die Variante B_m5_015 wegen der sehr hohen Zahnfuß-Dauerfestigkeit hervor. Um diese nicht überzubewerten wird der für den Werkstoff 18CrNiMo7-6 üblicherweise angesetzte $\sigma_{F \text{ lim}}$ -Wert von 500 N/mm^2 verwendet.
- Variante C: keine Annahmen

Fazit:

Für Werkstoffe höherer Härtebarkeit kann der Baugrößenfaktor Y_X nach FVA-Nr. 162 [FVA97] für den Werkstoff 17CrNiMo6 angesetzt werden. Dies gilt auch im Zusammenhang mit einer erhöhten Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß.

7.4 Einfluss der Härtebarkeit

Die statistische Auswertung hat ergeben, dass der Werkstoff einen Einfluss auf die Zahnfußdauerfestigkeit hat. Während die Ergebnisse der Varianten aus B und C in einer vergleichbaren Größenordnung liegen, zeigen die Varianten aus A und D geringere Zahnfußdauerfestigkeitswerte. Im Rahmen der umfassenden Untersuchungen wurde eine Charakterisierung der einzelnen Werkstoffe und Varianten durchgeführt (siehe Kapitel 5.1). Dabei wurde gezeigt, dass weder der Werkstoff noch die Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß eine systematische Korrelation zur Randhärte der einzelnen Varianten haben. Die im Rahmen der Auswertung durchgeführten statistischen Analysen kamen dementsprechend zu dem Ergebnis, dass die Randhärte in dem hier untersuchten Bereich (der die Mindestanforderung der ISO 6336-5 [ISO16] erfüllt) keinen signifikanten Einfluss auf die Zahnfußtragfähigkeit hat.

Hinsichtlich der Kernhärte hat sich ein Einfluss des Werkstoffes und damit der Härtebarkeit herausgestellt. Mit zunehmender Härtebarkeit wurden auch höhere Kernhärtewerte gemessen. Die Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß hat hingegen keinen signifikanten Einfluss auf die Kernhärte der jeweiligen Werkstoffvariante. In Bild 7.11 sind die experimentell ermittelten Festigkeitswerte $\sigma_{F \text{ lim}} \cdot (Y_{X, \text{Norm}} / (Y_{X, 162} \cdot Y_{\text{CHD}}))$ (Ausfallwahrscheinlichkeit 1 %) der untersuchten Varianten unter Berücksichtigung des Größenfaktors $Y_{X, 162}$ nach FVA-Nr. 162 [Ste97] für den Werkstoff 17CrNiMo6 (18CrNiMo7-6) sowie des in dieser Arbeit ermittelten Faktors $Y_{\text{CHD, Gue}}$ (siehe Kapitel 9.3) über den ermittelten Kernhärtewerten aufgetragen. Die Varianten aus dem Werkstoff A sind durch hohe Kernhärtewerte gekennzeichnet, die oberhalb der Varianten B und C liegen. Die Zahnfußdauerfestigkeit liegt jedoch etwas darunter. Die Kernhärtewerte der Varianten aus D nehmen die geringsten Werte an. Die Zahnfußdauerfestigkeit liegt im Bereich der Varianten aus A und damit unterhalb der Varianten aus B und C. Es bleibt festzuhalten, dass dies nicht im Widerspruch zur Literatur steht. Insgesamt ist jedoch kein signifikanter Einfluss der Kernhärte auf die Zahnfußdauerfestigkeit im Rahmen der üblichen Streuungen der Tragfähigkeitswerte zu erkennen. In Bild 7.11 sind die Ergebnisse aus FVA-Nr. 271 [Tob01b] ergänzt, unter Berücksichtigung des Baugrößenfaktors $Y_{X, 162}$ nach FVA-Nr. 162 [Ste97] für den Werkstoff 16MnCr5 sowie des Faktors Y_{CHD} nach FVA-Nr. 271 [Tob01b]. Die untersuchten Varianten aus

dem Werkstoff 16MnCr5 (geringe Härbarkeit) weisen hier eine stärkere Abhängigkeit der $\sigma_{F \text{ lim}}$ -Werte von der Kernhärte auf. Mit zunehmender Kernhärte nimmt die Zahnfußdauerfestigkeit ebenfalls zu. Anzumerken ist, dass die maximale Kernhärte weniger als 450 HV10 beträgt und die untersuchten Varianten die Baugrößen Modul 3 mm und 8 mm umfassen.

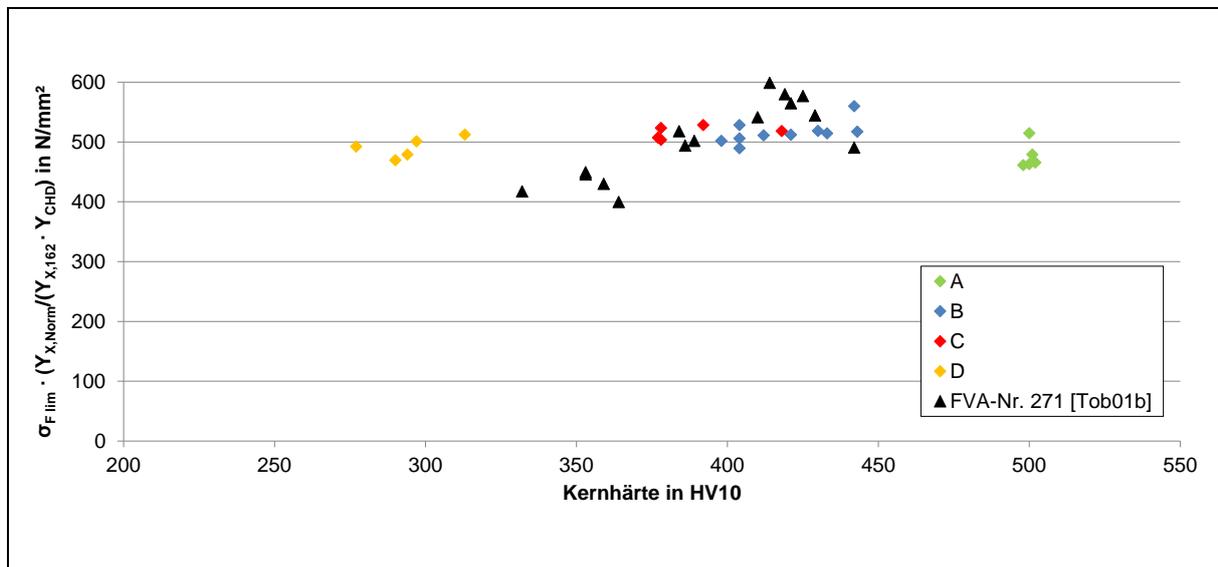


Bild 7.11: Darstellung Zahnfußdauerfestigkeit $\sigma_{F \text{ lim}} \cdot (Y_{X, \text{Norm}} / (Y_{X, 162} \cdot Y_{\text{CHD}}))$ (Ausfallwahrscheinlichkeit 1 %) über den Kernhärtewerten, ergänzt um die Daten aus FVA-Nr. 271 [Tob01b]

Die Ergebnisse lassen die Vermutung zu, dass bei Werkstoffen mit geringer bzw. mittlerer Härbarkeit, die Kernhärte einen größeren Einfluss auf die Zahnfußdauerfestigkeit im Vergleich zu höher härtbaren Werkstoffen ausübt. Damit kommt der Einstellung der Kernhärte bei Werkstoffen geringer bzw. mittlerer Härbarkeit eine größere Bedeutung zu.

7.5 Einfluss der Randoxidation

Die Ergebnisse der Korrelationskoeffizienten belegen einen Einfluss der Randoxidation auf die Zahnfuß-Nennspannung. Daher wird die Randoxidation nachfolgend weitergehend betrachtet. Dazu werden zunächst die ermittelten $\text{CHD}_{\text{Fuß, ist}}$ -Werte und die gemessenen maximalen Randoxidationstiefen (ROX, bzw. Englisch: IGO) verglichen. Bei den gemessenen Randoxidationstiefen handelt es sich um den Maximalwert aus insgesamt 6 Einzelmessungen am linken bzw. rechten Zahnfuß. Die Ergebnisse sind in Bild 7.12 zusammengestellt. Mit zunehmender CHD im Zahnfuß werden auch größere Randoxidationstiefen festgestellt. Beide Größen sind vom Wärmebehandlungsprozess abhängig. Ergänzend sind in Bild 7.12 die Grenzwerte für die zulässige Randoxidationstiefe nach ISO 6336-5 [ISO16] für die Werkstoffqualität MQ angegeben. Insgesamt zeigt sich, dass die gemessenen Randoxidationstiefen mit Ausnahme einer Variante ($\text{IGO} = 27 \mu\text{m}$ bei $\text{CHD}_{\text{Fuß, ist}} = 1,5 \text{ mm}$) stets unterhalb der Grenzwerte nach Norm liegen. Eine zusätzliche Betrachtung der ermittelten maximalen Randoxidationstiefen nach Werkstoff lässt jedoch keine eindeutige Abhängigkeit der Randoxidationstiefe von den hier untersuchten Werkstoffchargen erkennen.

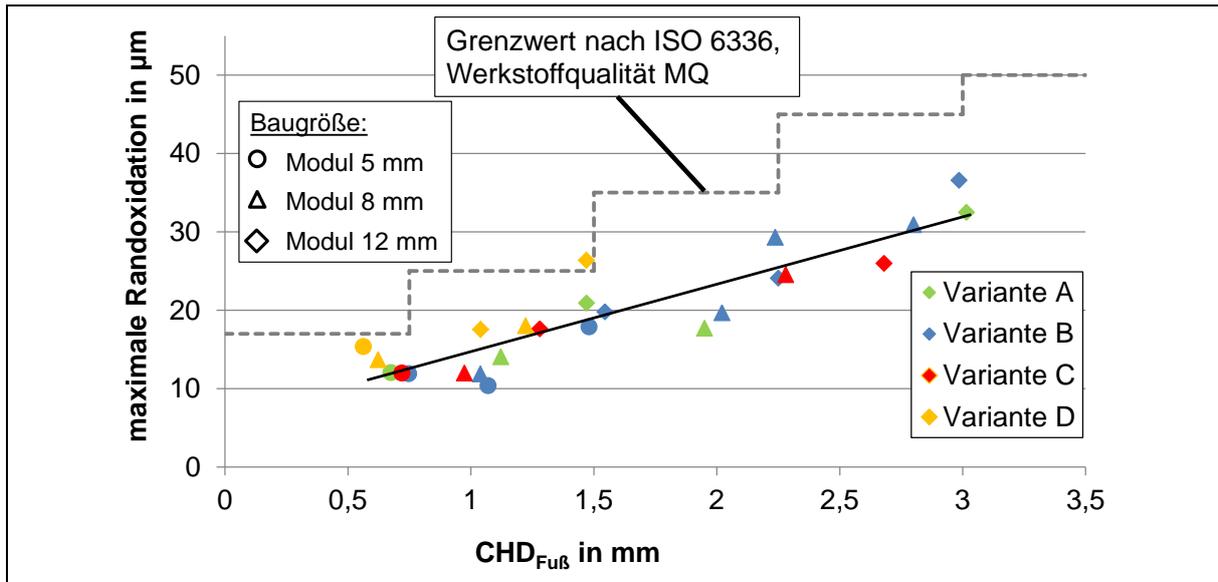


Bild 7.12: Darstellung der maximalen Randoxidationstiefe über den ermittelten CHD-Werten im Zahnfuß (Grenzhärte 550 HV) für die hier untersuchten Werkstoffchargen und Angabe der Grenzwerte für die Randoxidationstiefe nach ISO 6336-5 [ISO16] (grau gestrichelt)

Auch in TOBIE [Tob01a] bzw. FVA-Nr. 271 [Tob01b] und STEUTZGER [Ste04b] bzw. FVA-Nr. 162 [Ste97] belegen die Ergebnisse eine Zunahme der ROX mit steigender CHD. Dabei weisen die Varianten aus dem Werkstoff 16MnCr5 tendenziell höhere ROX-Werte auf im Vergleich zum Werkstoff 18CrNiMo7-6 bei vergleichbaren CHD-Werten. Die Ursache für diese Unterschiede ist in der Prozesszeit zu suchen. Bedingt durch die Legierungselemente ist für einen MnCr-Einsatzstahl eine höhere Prozesszeit bei der Aufkohlung erforderlich im Vergleich zu einem CrNiMo-Einsatzstahl, um die gleiche Einsatzhärtungstiefe zu erreichen.

Wird der Korrelationskoeffizient von CHD und ROX betrachtet, so ergibt sich ein Wert von 0,929. Dies entspricht nach [Eck99] und [Koh05] einer starken Korrelation. Mit dieser Erkenntnis erfolgte eine erneute statistische Auswertung, wie in Bild 7.3 dargestellt, hinsichtlich der Einflüsse auf die Zahnfußdauerfestigkeit, mit dem Unterschied, dass die Einsatzhärtungstiefe durch die maximale Randoxidationstiefe substituiert wird. In Bild 7.13 sind die Ergebnisse dieser Auswertung gegenübergestellt.

Werden die Einflussfaktoren Werkstoff und Baugröße betrachtet und mit den Ergebnissen aus Bild 7.3 verglichen, so zeigen sich hier (in Bild 7.13) nur geringe Unterschiede, die sich auf < 1 % belaufen. Der Einfluss der maximalen ROX hat einen vergleichbaren charakteristischen Verlauf wie der Einfluss der Einsatzhärtungstiefe. Es zeigt sich, dass die Ergebnisse zur Zahnfußdauerfestigkeit in vergleichbarer Weise durch die CHD als auch durch die Randoxidationstiefe interpretiert werden können.

Zur Verifizierung dieser Annahme sind in Bild 7.14 die $\sigma_{F \text{ lim}} \cdot (Y_{X, \text{Norm}} / (Y_{X, 162} \cdot Y_{\text{CHD}}))$ -Werte unter Berücksichtigung der Faktoren $Y_{\text{CHD, Gue}}$ und Y_X nach FVA-Nr. 162 [Ste97] für den Werkstoff 17CrNiMo6 über der maximalen ROX aufgetragen. Die Ergebnisse belegen keinen weiteren signifikanten Einfluss der maximalen ROX auf die Zahnfußdauerfestigkeit. Somit kann ein gekoppelter Einfluss von CHD und ROX auf die Zahnfußdauerfestigkeit angenommen werden. Dieser wird durch den Faktor $Y_{\text{CHD, Gue}}$ umfassend berücksichtigt.

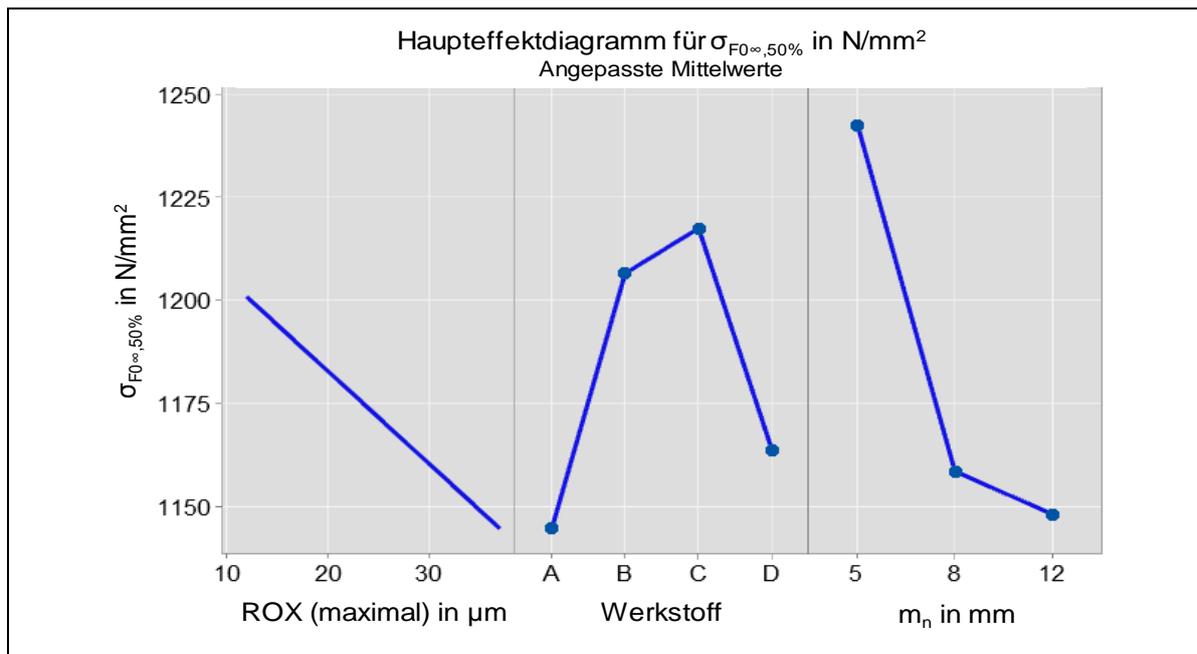


Bild 7.13: Statistische Auswertung der Ergebnisse – Korrelation von maximaler Randoxidationstiefe, Baugröße bzw. m_n und Werkstoff mit der Zahnfußdauerfestigkeit

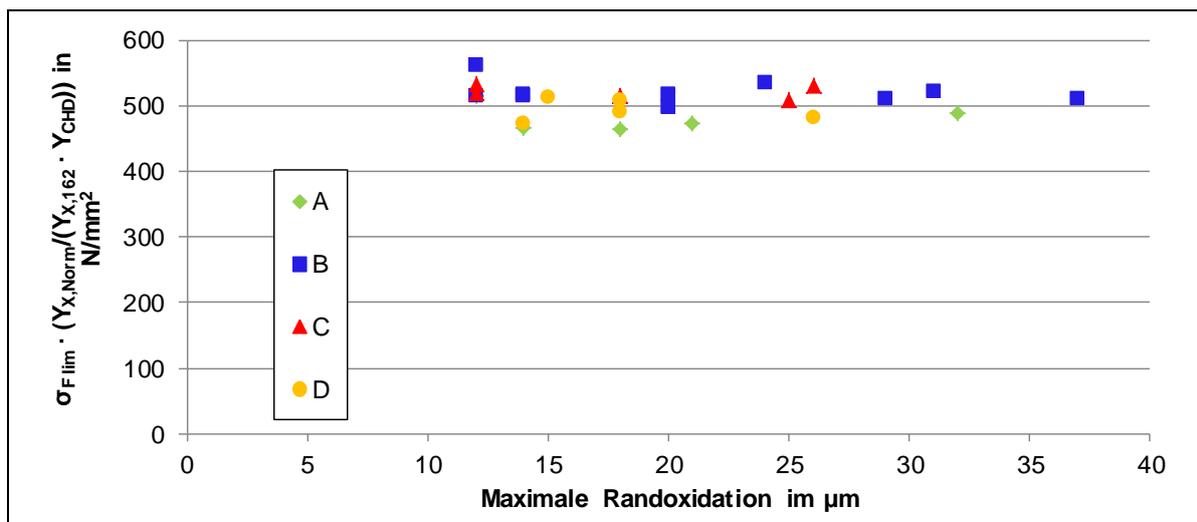


Bild 7.14: Darstellung der $\sigma_{F_{lim}} \cdot (Y_{X, Norm} / (Y_{X, 162} \cdot Y_{CHD}))$ -Werte (unter Berücksichtigung der Faktoren Y_X nach FVA-Nr. 162 und $Y_{CHD, Gue}$) über maximalen Randoxidation

7.6 Weitere Einflussgrößen

- Eigenspannungszustand

Eine weitergehende Analyse des Einflusses von Werkstoff und Einsatzhärtungstiefe in Kapitel 4.1.4 hat gezeigt, dass mit zunehmender Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß die maximalen Druckeigenspannungen tendenziell abnehmen. Eine Überprüfung des Einflusses der maximalen Druckeigenspannungen auf die Zahnfußdauerfestigkeit erfolgt nachfolgend. In Bild 7.15 sind die $\sigma_{F_{lim}} \cdot (Y_{X, Norm} / (Y_{X, 162} \cdot Y_{CHD}))$ -Werte über den maximalen Druckeigenspannungen aufgetragen. Die $\sigma_{F_{lim}} \cdot (Y_{X, Norm} / (Y_{X, 162} \cdot Y_{CHD}))$ -Werte wurden unter Berücksichtigung des Baugrößenfaktors Y_X für den Werkstoff 17CrNiMo6 nach FVA-Nr. 162 [Ste97] und des in diesem Vorhaben ermittelten Faktors $Y_{CHD, Gue}$ ausgewertet. Bild 7.15 lässt praktisch keinen eigenständigen,

signifikanten Einfluss der maximalen Druckeigenspannungen auf die Zahnfußdauerfestigkeit erkennen.

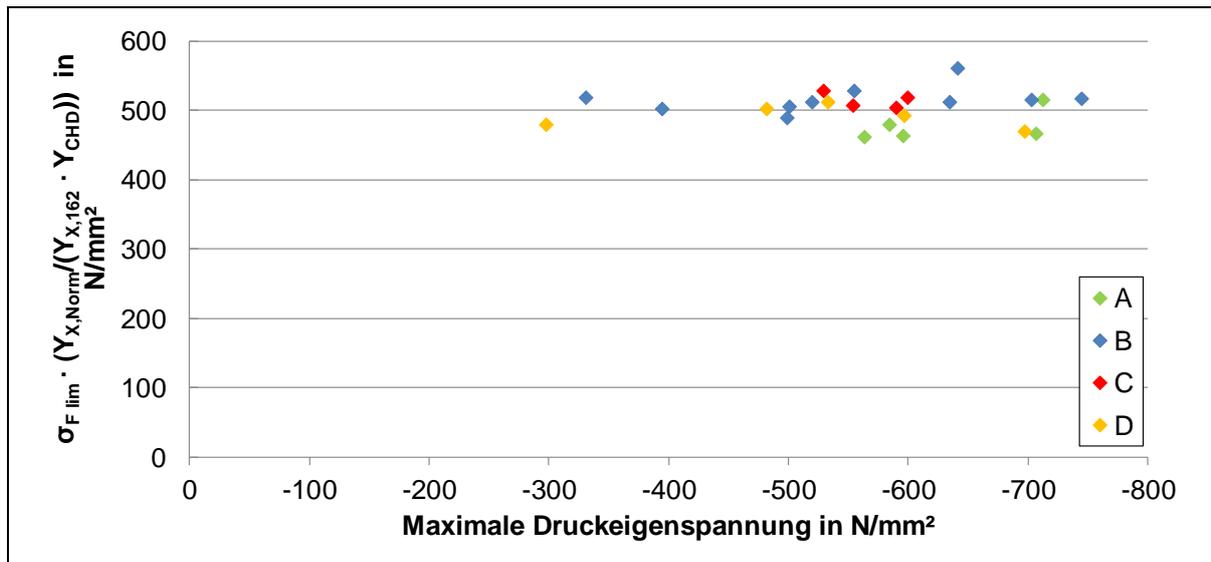


Bild 7.15: Darstellung der $\sigma_{F \text{ lim}} \cdot (Y_{X, \text{ Norm}} / (Y_{X, 162} \cdot Y_{\text{CHD}}))$ -Werte (unter Berücksichtigung der Faktoren Y_X nach FVA-Nr. 162 und $Y_{\text{CHD, Gue}}$) über den Druckeigenspannungsmaxima

- Restaustenitgehalt

Wie in Kapitel 4.1.4 belegt, konnte keine eindeutige Korrelation des maximalen Restaustenitgehaltes oder des Median-Wertes des Restaustenitgehaltes und der CHD im Zahnfuß ermittelt werden.

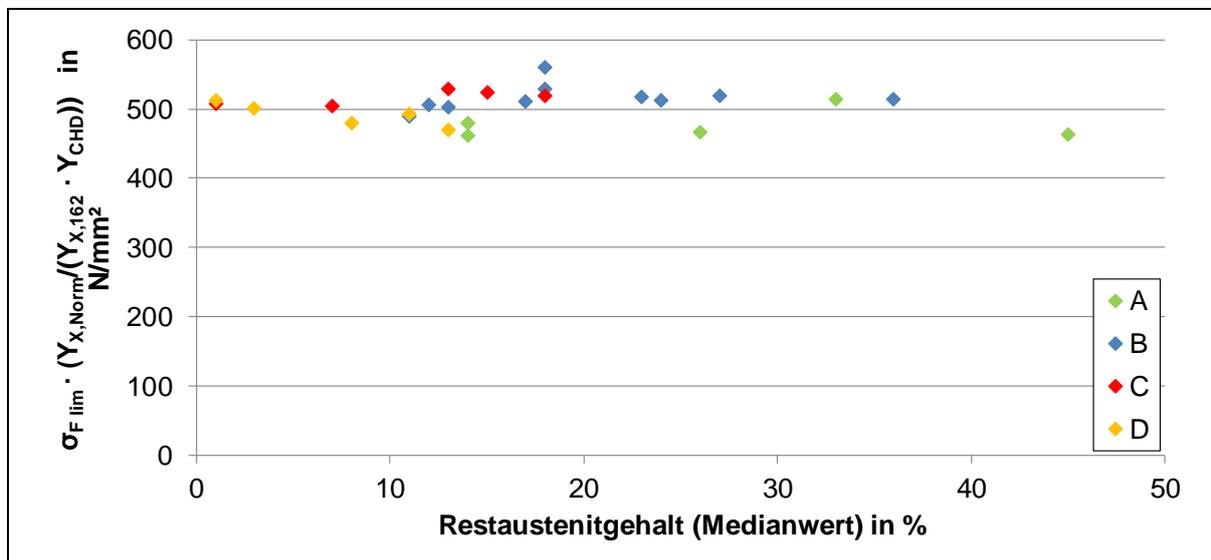


Bild 7.16: Darstellung der $\sigma_{F \text{ lim}} \cdot (Y_{X, \text{ Norm}} / (Y_{X, 162} \cdot Y_{\text{CHD}}))$ -Werte (unter Berücksichtigung der Faktoren $Y_{X, \text{ FVA162}}$ und $Y_{\text{CHD, Gue}}$) über den Restaustenitgehalten (Median-Werten)

Die Auswertung sowie die statistische Analyse führen zu dem Ergebnis, dass die maximalen Restaustenitgehalte und auch die Median-Werte des Restaustenitgehaltes hier keinen eigenständigen, signifikanten Einfluss auf die Zahnfußdauerfestigkeit haben. In Bild 7.16 sind hierzu beispielhaft die $\sigma_{F \text{ lim}} \cdot (Y_{X, \text{ Norm}} / (Y_{X, 162} \cdot Y_{\text{CHD}}))$ -Werte (unter Berücksichtigung des Baugrößenfaktors Y_X nach FVA-Nr. 162 und des in dieser Arbeit ermittelten Faktors $Y_{\text{CHD, Gue}}$) über den Restaustenitgehalten (Median-Werten) dargestellt.

8 Auswertung und Einordnung der Ergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit

8.1 Vergleich mit Literaturangaben

Zur Einordnung der hier ermittelten Zahnfußtragfähigkeitskennwerte werden die Ergebnisse nachfolgend mit aus der Literatur belegten Kennwerten verglichen. Zunächst werden die Ergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit aller untersuchten Varianten der Baugröße Modul 5 mm dargestellt und mit Angaben aus der Literatur für Prüfräder vergleichbarer Geometrie verglichen (siehe Bild 8.1). Es zeigen sich bereits bei der Baugröße Modul 5 mm Unterschiede in der Zahnfußtragfähigkeit, wobei zu beachten ist, dass die Zahnfußtragfähigkeit der Variante B_m5_015 insgesamt relativ hoch liegt. Zum Vergleich sind ergänzend typische Zahnfuß-Dauerfestigkeitskennwerte (Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %) der Baugröße Modul 5 mm aus der Dissertation WEIGAND [Wei99a] für den Werkstoff 18CrNiMo7-6 eingetragen. Diese umfassen einen Bereich von $\sigma_{F0\infty,50\%} = 1120$ bis 1260 N/mm^2 . Die Werte für den Werkstoff 16MnCr5 stammen aus dem Vorhaben FVA 162 [Ste97] und decken einen Bereich von $\sigma_{F0\infty,50\%} = 1085$ bis 1210 N/mm^2 ab. Diese Werte belegen, dass die Variante B_m5_015 eine sehr hohe Zahnfuß-Nennspannung im Bereich der Dauerfestigkeit erreicht, die deutlich höher liegt im Vergleich zu Werten aus der Literatur. Werden die Varianten A_m5_015, C_m5_015 und D_m5_015 betrachtet, so zeigen diese eine vergleichbare Tragfähigkeit zu den Literaturangaben. Ein Vergleich des abgeschätzten Dauerfestigkeitswertes $\sigma_{F0\infty,50\%}$ der Variante A_m5_015 aus dieser Arbeit mit den Ergebnissen des gleichen Werkstoffes und gleicher Baugröße aus FVA 610 III [III19] zeigt eine sehr gute Übereinstimmung.

Für die Varianten mit erhöhter $\text{CHD}_{\text{Fuß}}$ liegen für die beiden Varianten B_m5_025 und B_m5_030 Ergebnisse vor. Im Vergleich zur Referenzvariante B_m5_015 nimmt die Zahnfußtragfähigkeit mit zunehmender CHD ab. Die ermittelten Werte liegen aber auch bei erhöhter $\text{CHD}_{\text{Fuß}}$ noch in einem für diesen Werkstoff typischen Bereich und im oberen Bereich der Literaturangaben.

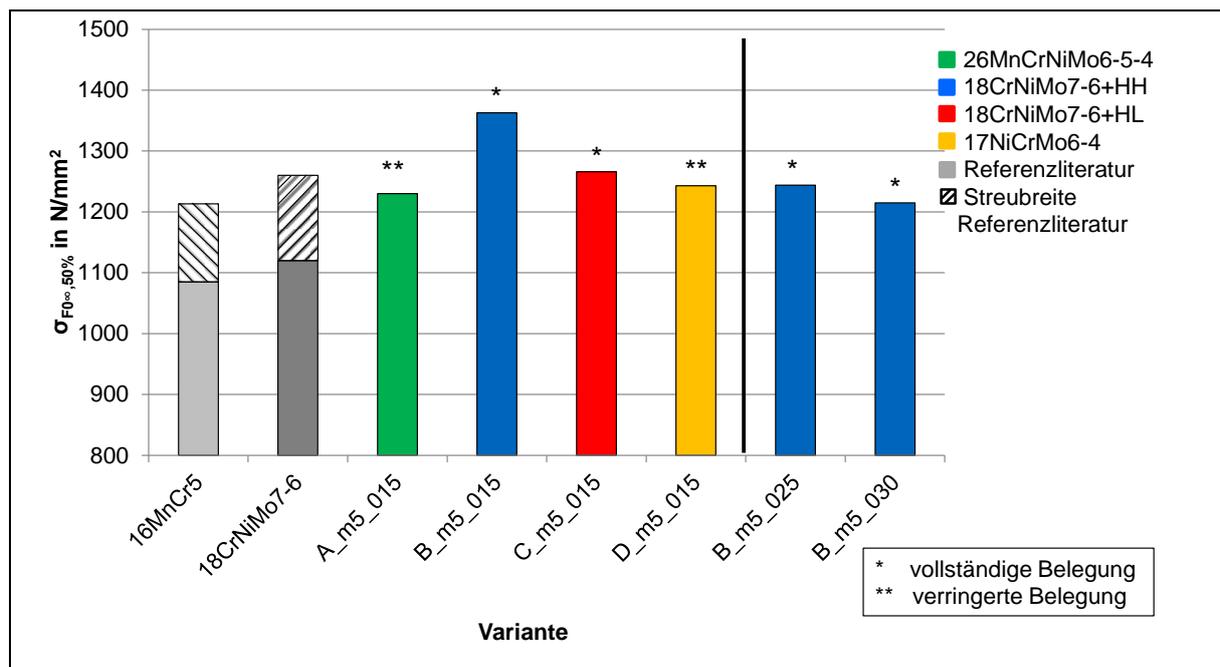


Bild 8.1: Ergebnisse zur dauerfest ertragbaren Zahnfuß-Nennspannung (Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %) der Varianten der Baugröße Modul 5 mm und Vergleich mit Literaturangaben

In Bild 8.2 sind die ermittelten dauerhaft ertragbaren Zahnfuß-Nennspannungen (Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %) aller untersuchten Varianten der Baugröße Modul 8 mm gegenübergestellt. Es zeigen sich bei der Baugröße Modul 8 mm Unterschiede in der Zahnfußtragfähigkeit, wobei die Varianten B_m8_015 und C_m8_015 die höchsten Tragfähigkeitswerte aufweisen. Die Varianten A_m8_015 und D_m8_015 liegen deutlich darunter, wobei für die Variante A_m8_015 der geringste Tragfähigkeitswert belegt ist. Zum Vergleich sind ergänzend typische Zahnfuß-Nennspannungen (Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %) der Baugröße Modul 8 mm aus der Literatur für die Werkstoffe 18CrNiMo7-6 (FVA 373 [Tob02]) und 16MnCr5 (FVA 271 [Tob01b]) eingetragen. Für die Varianten mit erhöhter $CHD_{Fu\beta}$ liegen für die Variante B_m8_025 sowie für die Varianten mit einer Soll-CHD von $0,30 \cdot m_n$ bzw. $0,40 \cdot m_n$ Ergebnisse vor. Auch hier nimmt die Zahnfußtragfähigkeit in der Regel mit zunehmender $CHD_{Fu\beta}$ ab.

Insgesamt liegen jedoch alle Tragfähigkeitswerte z.T. deutlich oberhalb der Literaturangaben. Dies gilt sowohl für die Varianten mit „Standard“- $CHD_{Fu\beta}$ als auch für die Varianten mit erhöhter $CHD_{Fu\beta}$.

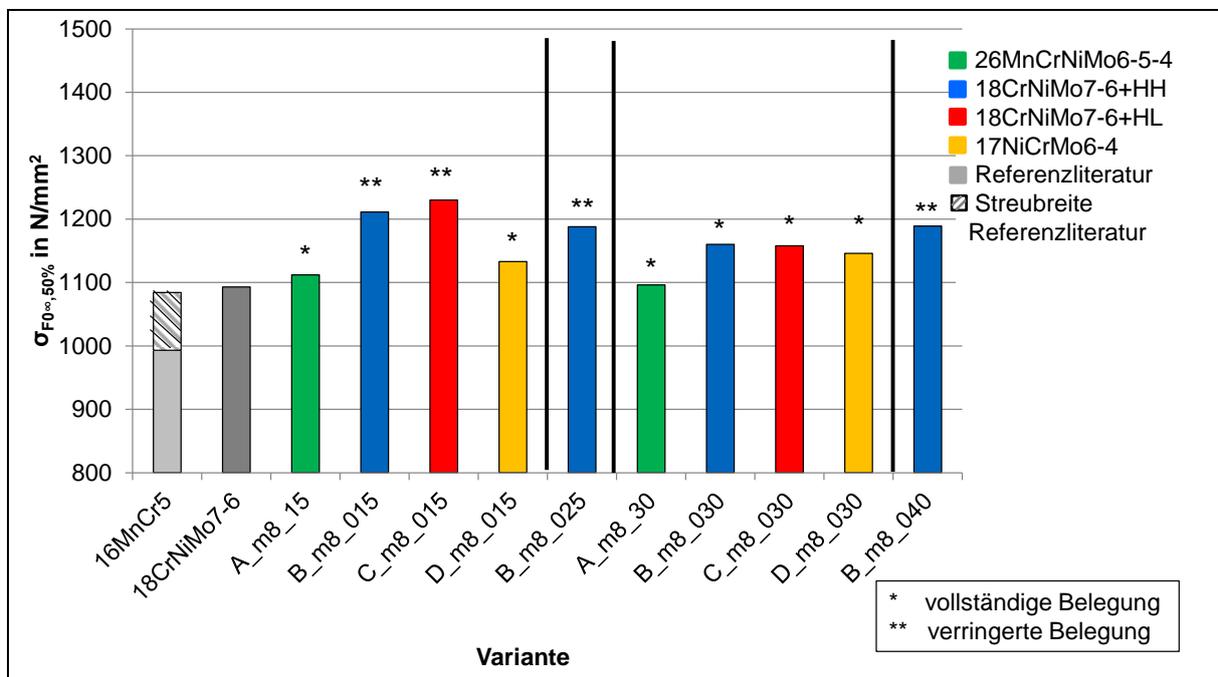


Bild 8.2: Ergebnisse zur dauerhaft ertragbaren Zahnfuß-Nennspannung (Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %) der Varianten der Baugröße Modul 8 mm und Vergleich mit Literaturangaben

In Bild 8.3 sind die ermittelten dauerhaft ertragbaren Zahnfuß-Nennspannungen (Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %) aller untersuchten Varianten der Baugröße Modul 12 mm gegenübergestellt. Es zeigen sich auch bei der Baugröße Modul 12 mm Unterschiede in der Zahnfußtragfähigkeit (Dauerfestigkeit). Bei den Varianten mit einer $CHD_{Fu\beta}$ nach Stand der Technik sind für die Varianten B_m12_015 und C_m12_015 die höchsten Tragfähigkeitswerte belegt. Die Variante A_m12_015 weist den geringsten Tragfähigkeitswert auf, wobei die Unterschiede in der Tragfähigkeit bei diesen Varianten relativ gering ausfallen. Zum Vergleich sind ergänzend typische Zahnfuß-Nennspannungen (Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %) der Baugröße Modul 12 mm aus dem Werkstoff 18CrNiMo7-6 sowie für die Baugröße Modul 10 mm aus dem Werkstoff 16MnCr5 aus der Literatur [Ste97] und [Tob01b] eingetragen.

Für die Varianten mit erhöhter $CHD_{Fu\beta}$ liegen für die Variante B_m12_025 sowie für die Varianten mit einer Soll-CHD von $0,30 \cdot m_n$ Ergebnisse vor. Auch hier nimmt tendenziell die Zahnfußtragfähigkeit mit zunehmender CHD ab. Auffällig sind die Varianten B_m12_025 und

C_m12_030, deren Tragfähigkeitswerte oberhalb der jeweiligen Varianten mit einer $CHD_{Fu\beta}$ nach Stand des Wissens liegen.

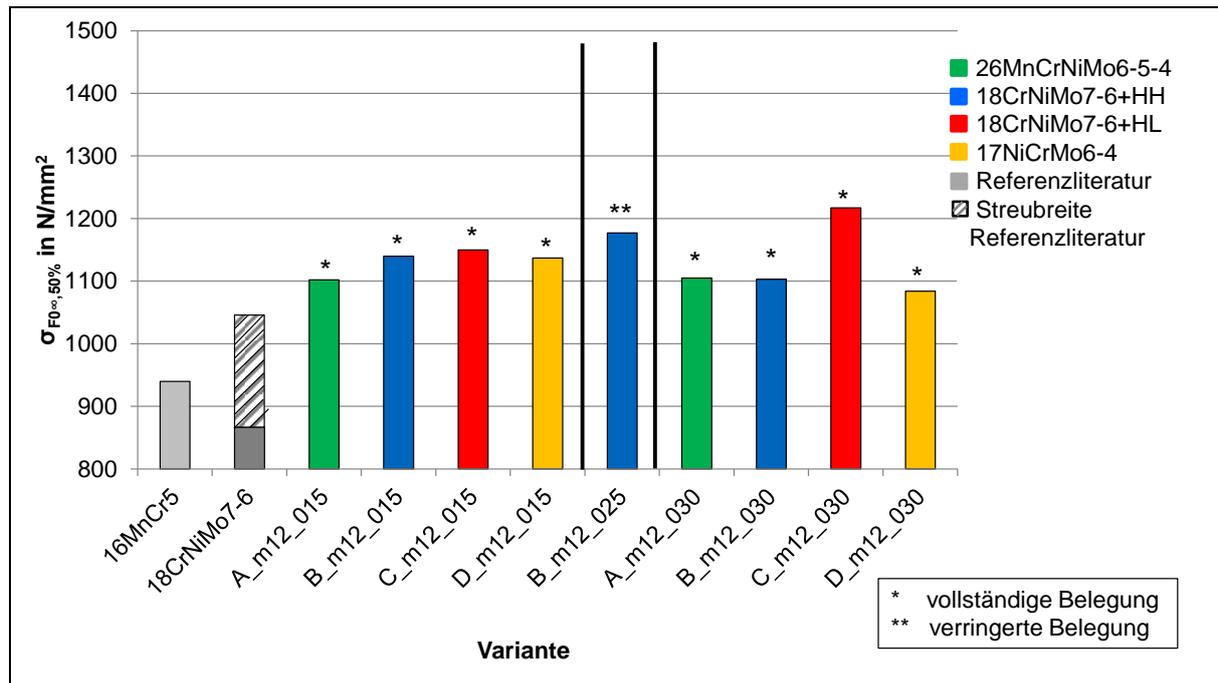


Bild 8.3: Ergebnisse zur dauerhaft ertragbaren Zahnfuß-Nennspannung (Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %) der Varianten der Baugröße Modul 12 mm und Vergleich mit Literaturangaben

8.2 Weitergehende Betrachtung ausgewählter Varianten

Nach der Wärmebehandlung und dem anschließenden Reinigungsstrahlen sind die beiden Varianten B_m8_015 und C_m8_015 bei den experimentellen Untersuchungen zur Zahnfußtragfähigkeit zunächst durch relativ geringe Kennwerte aufgefallen und wurden daher weitergehend analysiert. Die Ergebnisse der Wöhlerlinie sind in Bild 8.4 dargestellt. Die Varianten B_m8_015_1 und C_m8_015_1 liegen im Strahlzustand 1 vor und weisen eine vergleichbar, jedoch relativ geringe Zahnfußtragfähigkeit auf. Eine Bestimmung der Eigenspannungstiefenverläufe zeigt, dass diese Varianten durch relativ geringe Druckeigenstressmaxima (-323 bzw. -387 N/mm^2) charakterisiert sind, wie in Bild 8.5 zu sehen ist. Diese Druckeigenstressmaxima sind für reinigungsgestahlte Verzahnungen relativ gering. Aus diesem Grund wurden die Prüfräder beider Varianten nochmal in der gleichen Anlage mit den gleichen Parametern reinigungsgestrahlt.

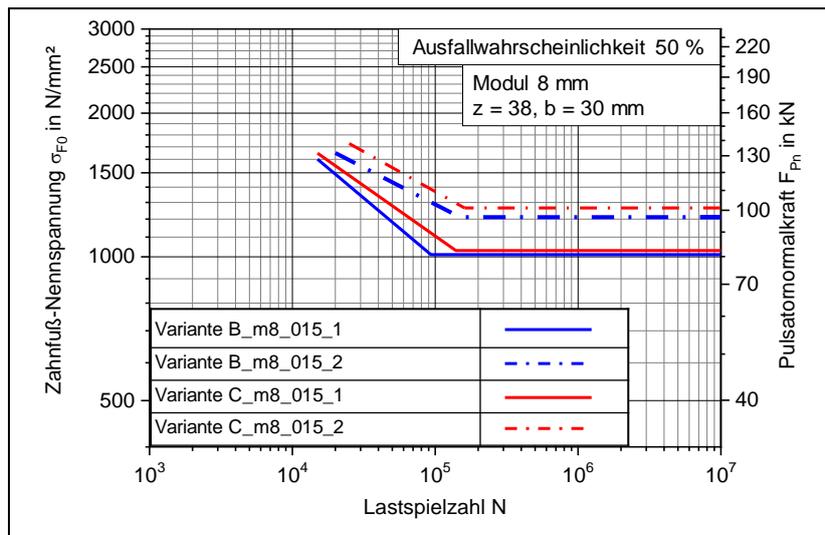


Bild 8.4: Wöhlerlinien der Varianten B_m8_015 und C_m8_015 (Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %), _1: Strahlzustand 1 und _2: Strahlzustand 2

Durch das erneute Reinigungsstrahlen wurde die Zahnfußtragfähigkeit dieser Varianten (jetzt als B_m8_015_2 und C_m8_015_2 bezeichnet) deutlich gesteigert, wie in Bild 8.4 dargestellt. Durch das erneute Reinigungsstrahlen konnten die Druckeigenstressungen deutlich erhöht werden (B_m8_015_2 und C_m8_015_2 in Bild 8.5). Da es sich bei den Varianten B_m8_015_2 und C_m8_015_2 um die gleichen Prüfräder mit identischer Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß wie bei den Varianten B_m8_015_1 und C_m8_015_1 handelt, wird die Steigerung der Zahnfußtragfähigkeit auf die erhöhten Druckeigenstressungen zurückgeführt.

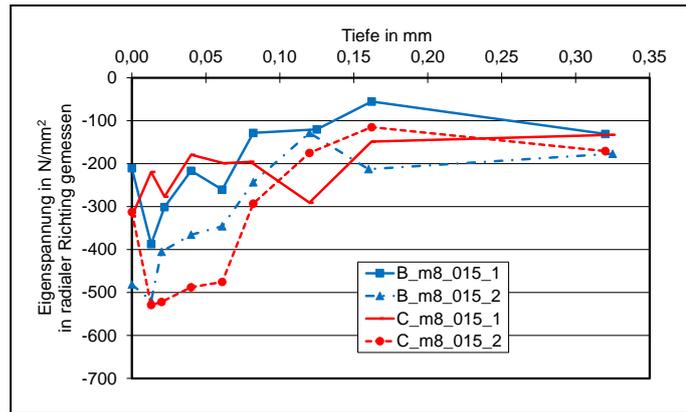


Bild 8.5: Eigenstressungstiefenverläufe der Varianten B_m8_015 und C_m8_015; _1: Strahlzustand 1 und _2: Strahlzustand 2

BRETL [Bre10] nimmt in seiner Arbeit eine Einteilung hinsichtlich des Strahlzustandes auf Basis des Eigenstressungszustandes vor. Demnach werden Verzahnungen mit einem Eigenstressungszustand $|\sigma_{ES}| < 400 \text{ N/mm}^2$ als ungestrahlt einkategorisiert. Damit ordnen sich die Varianten B_m8_015_1 und C_m8_015_1 in diesen Bereich ein. Im Stand des Wissens (Kapitel 2.3.3) belegen Literaturan-

gaben eine Steigerung der Zahnfußtragfähigkeit von 10 – 50 % durch Reinigungsstrahlen gegenüber dem ungestrahlten Zustand. Die Ergebnisse hier belegen eine Steigerung von etwa 20 %

Tabelle 8.1: Steigerung der Zahnfußdauerfestigkeit durch 2. Reinigungsstrahlen

	Variante			
	B_m8_015_1	B_m8_015_2	C_m8_015_1	B_m8_015_2
$\sigma_{ES,max}$ in N/mm^2	-387	-520	-323	-529
$\sigma_{F0\infty,50\%}$ in N/mm^2	1011	1211	1031	1253
Δ	+ 20 %		+ 21,5 %	

und liegen damit im Bereich nach dem Stand des Wissens (siehe Tabelle 8.1).

Weiterhin wird der von WEIGAND [Wei99a] abgeleitete Faktor Y_{RS} auf die Ergebnisse angewendet. Der benötigte Referenzeigenstressungswert wird aus FVA-Nr. 369 I+II [Ste04a] mit $\sigma_{ES} = -620 \text{ N/mm}^2$ übernommen. Zur Ermittlung der Zahnfuß-Nennspannung der Referenzvariante werden alle ermittelten dauerfest-ertragbaren Zahnfuß-Nennspannungen (auch jeweils beide Varianten von B_m8_015 und C_m8_015) herangezogen. Damit ergibt sich ein Referenzwert $\sigma_{FOR} = 1233 \text{ N/mm}^2$, siehe Bild 8.6. Der Vergleich zwischen den experimentell ermittelten Zahnfuß-Dauerfestigkeitswerten und der Berechnung

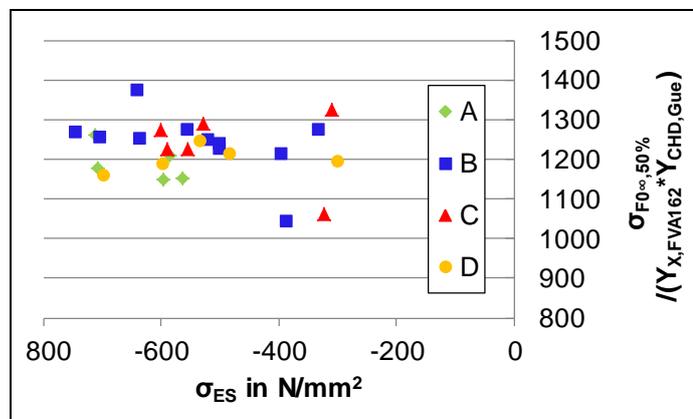


Bild 8.6: Dauerfest-ertragbare Zahnfuß-Nennspannung unter Berücksichtigung der Baugröße und des Einflusses der CHD über den maximalen Eigenstressungen

unter Berücksichtigung des Faktors Y_{RS} ist in Tabelle 8.2 zusammengestellt. Es ergeben sich Unterschiede von maximal 7 %, wobei die berechneten Werte vorwiegend geringer ausfallen im Vergleich zu den experimentell ermittelten Werten.

Tabelle 8.2: Gegenüberstellung der experimentell ermittelten dauerfest-ertragbaren Zahnfuß-Nennspannungen mit der Berechnung unter Berücksichtigung des Faktors Y_{RS} nach WEIGAND [WEI99A]

	Variante			
	B_m8_015_1	B_m8_015_2	C_m8_015_1	B_m8_015_2
$\sigma_{F0\infty,50\%}$ in N/mm ² (experimentell)	1011	1211	1031	1253
$\sigma_{F0\infty,50\%}$ in N/mm ² (mit Faktor Y_{RS})	1059	1158	1011	1165
Δ	+4,7 %	-4,4 %	-2 %	-7 %

Für die nachfolgenden Betrachtungen und Auswertungen werden die Kennwerte der Variante B_m8_015_2 / C_m8_015_2 (nachfolgend B_m8_015 bzw. C_m8_015) herangezogen.

8.3 Einordnung der Versuchsergebnisse in den Stand des Wissens

Die erzielten Ergebnisse werden im Folgenden in den Stand des Wissens eingeordnet. In Bild 8.7 sind die ermittelten Festigkeitswerte der einzelnen Varianten in das Festigkeitsschaubild nach ISO 6336-5 [ISO16] für einsatzgehärtete Stähle eingetragen. Bei den mit * gekennzeichneten Varianten handelt es sich um eine Abschätzung des Festigkeitswertes auf Basis einer Teilbelegung der Wöhlerlinie. Zusätzlich sind Festigkeitswerte für den Werkstoff 18CrNiMo7-6 (einsatzgehärtet und reinigungsgestrahlt) sowie den Werkstoff 16MnCr5 (einsatzgehärtet und reinigungsgestrahlt) aus der Literatur [Nie03] eingetragen. Die Auswertung erfolgte nach ISO 6336-5 [ISO16] ohne besondere Berücksichtigung des Einflusses einer erhöhten Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß sowie unter Berücksichtigung des Baugrößenfaktors Y_X nach Norm [ISO06].

Die Variante B_m5_015 weist den höchsten $\sigma_{F\lim}$ -Wert auf, welcher deutlich oberhalb der Werkstoffqualität ME platziert ist. Die restlichen Varianten der Werkstoffvariante B liegen im Bereich der oberen Werkstoffqualität MQ. Die Varianten aus C liegen mit Ausnahme der Variante C_m8_030 zwischen dem oberen Wert der Werkstoffqualität MQ und der Werkstoffqualität ME, die Variante C_m8_030 liegt etwas unterhalb der oberen Werkstoffqualität MQ. Die Varianten D_m5_015 und D_m12_015 weisen Festigkeitswerte im Bereich zwischen der Werkstoffqualität MQ und ME auf. Die anderen Varianten aus D nehmen Werte im mittleren bis oberen Bereich der Werkstoffqualität MQ an. Hinsichtlich der Varianten aus A liegt die Variante A_m5_015 oberhalb der Werkstoffqualität MQ. Die Varianten A_m8_015, A_m12_015 und A_m12_030 sind im mittleren bis oberen Bereich der Werkstoffqualität MQ zu finden. Die Variante A_m8_030 zeigt die geringste Festigkeit von allen untersuchten Varianten und liegt geringfügig unterhalb des mittleren Bereichs der Werkstoffqualität MQ.

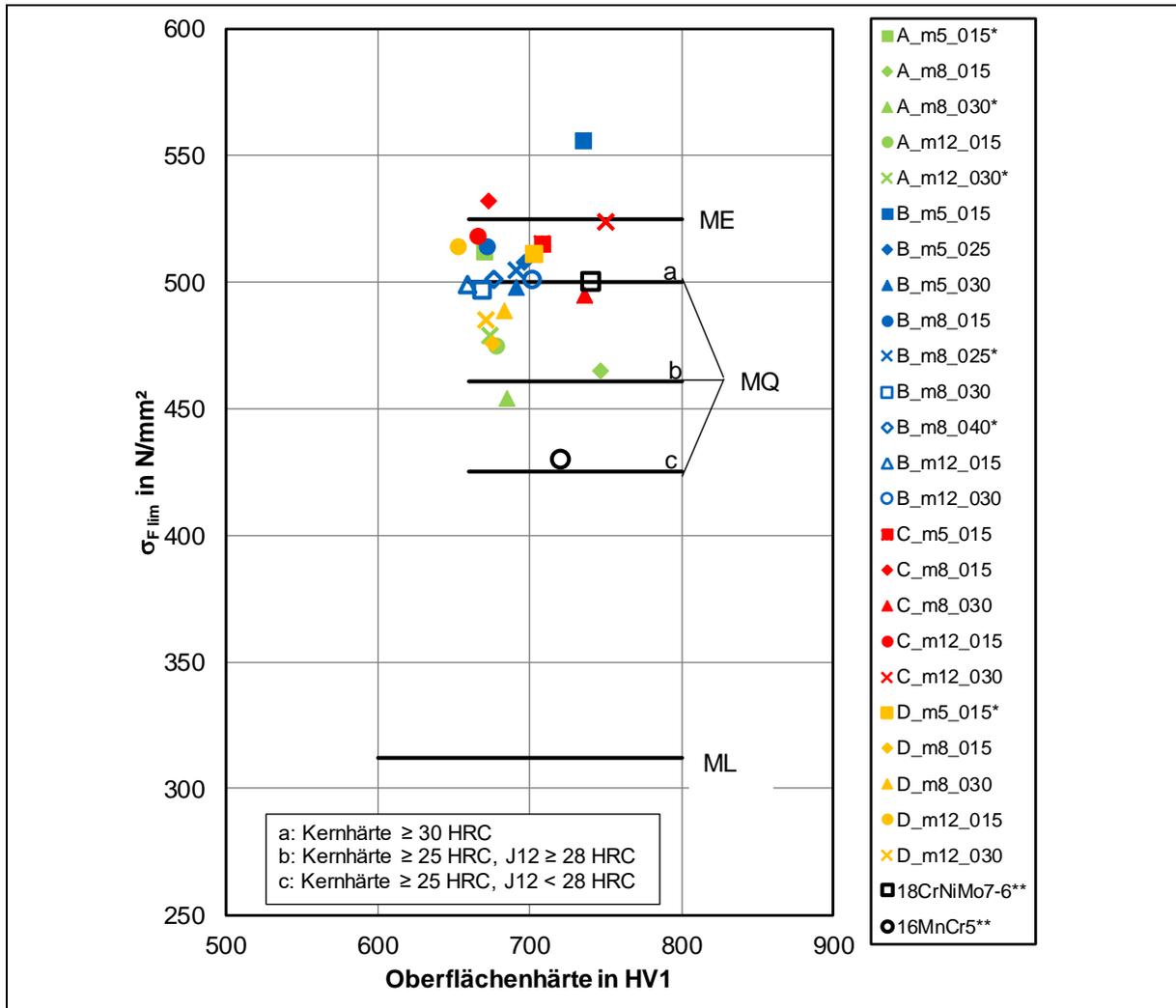


Bild 8.7: Einordnung der ermittelten Festigkeitswerte in das Schaubild nach ISO 6336-5 [ISO16] für einsatzgehärtete Stähle (bei den Varianten mit * handelt es sich um eine Abschätzung auf Basis einer verringerten Versuchsbelegung (Teilbelegung); ** die Werte für die Werkstoffe 16MnCr5 und 18CrNiMo7-6 stammen aus [Nie03]; Berechnung $\sigma_{F \text{ lim}}$ nach ISO 6336-5 [ISO16])

In Bild 8.8 sind die Zahnfußdauerfestigkeitskennwerte $\sigma_{F \text{ lim}}$ unter Berücksichtigung des Bau­größenfaktors Y_X für den Werkstoff 17CrNiMo6 (18CrNiMo7-6) nach FVA 162 [Ste97] und dem in dieser Arbeit ermittelten Faktor $Y_{\text{CHD,Gue}}$ zur Berücksichtigung des Einflusses der CHD dargestellt. Dabei ist zu erkennen, dass der Streubereich im Vergleich zu Bild 8.7 etwas reduziert ist und sich alle Ergebnisse mit Ausnahme des hohen Festigkeitswertes für die Variante B_m5_015 in den Streubereich nach ISO 6336-5 [ISO16] zwischen der mittleren Werkstoff­qualität MQ und der hohen Werkstoffqualität ME einordnen.

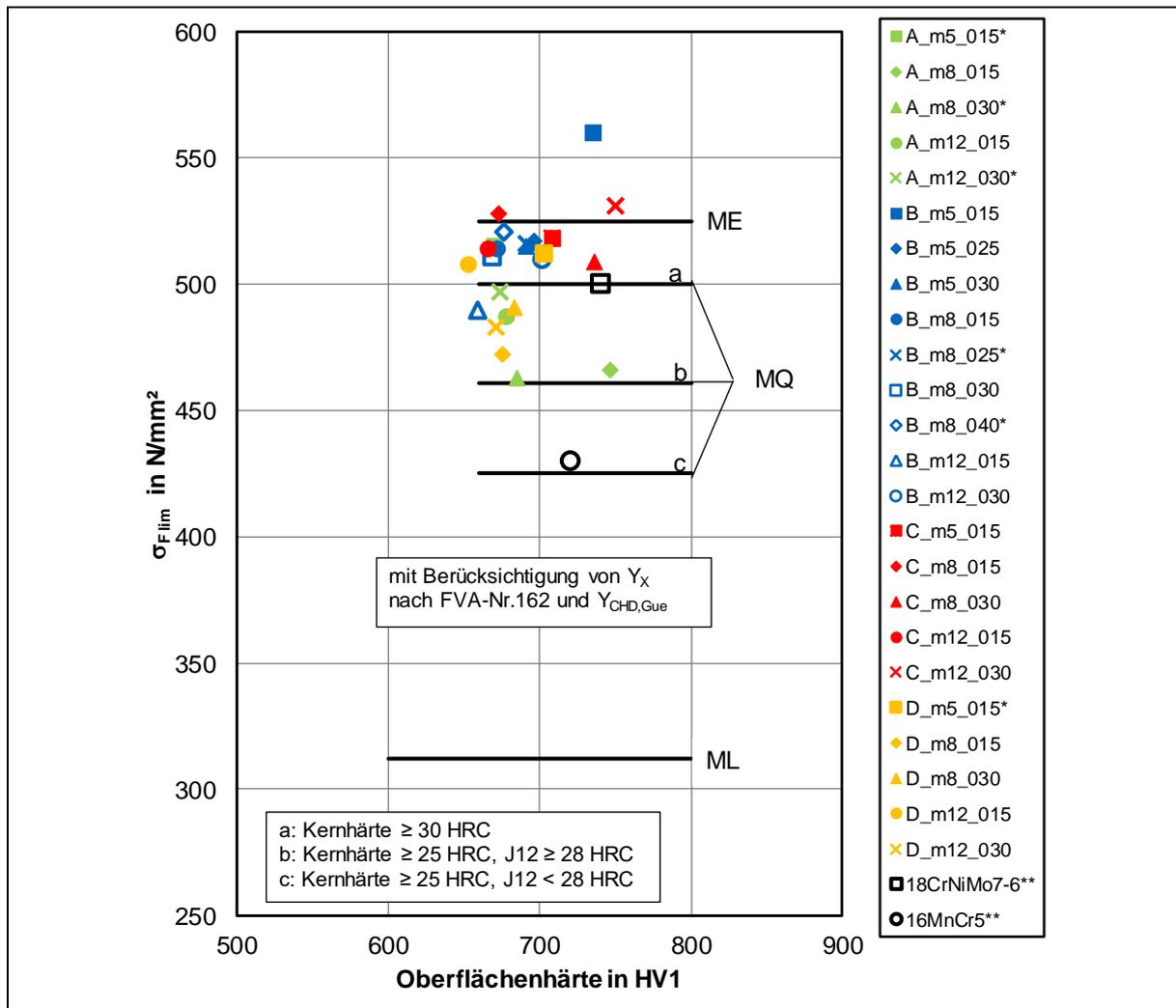


Bild 8.8: Einordnung der ermittelten Festigkeitswerte in das Schaubild nach ISO 6336-5 [ISO16] für einsetzgehärtete Stähle (bei den Varianten mit * handelt es sich um eine Abschätzung auf Basis einer verringerten Versuchsbelegung (Teilbelegung); ** die Werte für die Werkstoffe 16MnCr5 und 18CrNiMo7-6 stammen aus [Nie03]; Berechnung $\sigma_{F\ lim}$ unter Berücksichtigung des Faktors Y_X nach FVA 162 [Ste97] und des hier ermittelten Faktors $Y_{CHD,Gue}$

Fazit:

Mit dem neuen Faktor $Y_{CHD,Gue}$ zur Berücksichtigung der Einsatzhärtungstiefe sowie des in dieser Arbeit bestätigten Baugrößenfaktors Y_X aus FVA-Nr. 162 [Ste97] (für den Werkstoff 17CrNiMo6) für Werkstoffe höherer Härtebarkeit, kann die Streuung der $\sigma_{F\ lim}$ -Werte reduziert werden. Gleichzeitig wird bestätigt, dass auch der Baugrößenfaktor Y_X nach Norm [ISO06] die Ergebnisse näherungsweise gut abbildet und der Einfluss einer erhöhten CHD für die hier untersuchten Werkstoffe mittlerer-höherer Härtebarkeit relativ gering ausfallen.

9 Entscheidungskriterien zur Einteilung in Werkstoffe geringer und hoher Härbarkeit

9.1 Kenngrößen DI sowie DI_{Mittel}

Im Stand des Wissens wird die Kenngröße des mittleren idealen Durchmessers DI_{Mittel} erläutert. In Bild 9.1 sind die DI-Werte nach ASTM A255-02 [AST02] dargestellt. Es ist der DI auf Basis des unteren sowie des oberen Grenzwertes für die chemische Zusammensetzung nach DIN EN ISO 683-3 [DIN19] angegeben. Die arithmetische Mittelung ergibt den DI_{Mittel} . Zusätzlich ist der Wert $DI_{\text{Mittel}} = 100$ mm aus FVA-Nr. 610 [Lom14] eingetragen, der dort vereinfachend als Grenzwert zur Einteilung in Werkstoffe geringer und hoher Härbarkeit eingeführt wurde. Dabei zeigt sich, dass der DI_{Mittel} des Werkstoffes 18CrNiMo7-6 deutlich oberhalb des Wertes 100 mm liegt, wobei der minimale Wert des DI auch deutlich darunter liegt. Die Werte des DI_{Mittel} der Werkstoffe 16MnCr5 und 20MnCr5 nehmen Werte unterhalb des Grenzwertes von 100 mm an. Der DI_{Mittel} des Werkstoffes 17NiCrMo6-4 liegt genau im Bereich des Grenzwertes von 100 mm.

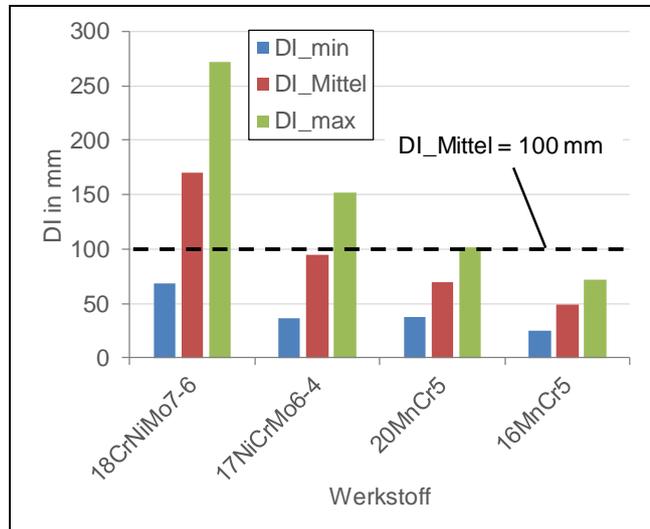


Bild 9.1: Darstellung der berechneten DI-Werte nach ASTM A255-02 [AST02]

In Bild 9.2 sind die Werte des DI für die hier untersuchten Werkstoffe sowie für Werkstoffe aus weiteren früheren Untersuchungen gegenübergestellt. Bei den DI-Werten der Werkstoffe nach ISO 683-3 [DIN19] ist zu beachten, dass es sich hierbei um die DI_{Mittel} -Werte handelt. Die Werte des DI der hier untersuchten Werkstoffe (A, B, C und D) sind aus den ermittelten chemischen Zusammensetzungen berechnet worden. Bei der Variante D kamen zwei Werkstoffchargen zum Einsatz, weshalb für jede Charge der DI ausgegeben wird. Ergänzend sind die DI-Werte der in den Forschungsvorhaben FVA-Nr. 162 [Ste97], FVA-Nr. 271 [Tob01b] sowie FVA-Nr. 610 [Lom14] und der darin festgelegte Grenzwert DI_{Mittel} von 100 mm eingetragen.

Für die Variante A nimmt der DI den höchsten Wert an und übersteigt deutlich den DI_{Mittel} des 18CrNiMo7-6 (basierend auf den Normwerten). Der Werkstoff 18CrNiMo7-6 aus FVA-Nr. 162 [Ste97] und die Varianten B und C dieser Arbeit nehmen DI-Werte an, die etwas unterhalb des DI_{Mittel} des 18CrNiMo7-6 aus ISO 683-3 [DIN19] liegen. Alle drei Werkstoffe erfüllen jedoch die Anforderung an eine hohe Härbarkeit nach FVA-Nr. 610 [Lom14] (Grenzwert $DI_{\text{Mittel}} = 100$ mm). Die Ermittlung der DI-Werte der Werkstoffe 16MnCr5 aus FVA-Nr. 162 [Ste97] sowie aus FVA-Nr. 271 [Tob01b] ergibt Werte im Bereich des DI_{Mittel} des Werkstoffes 20MnCr5 (Basis ISO 683-3 [DIN19]) und damit höhere Werte im Vergleich zum DI_{Mittel} des 16MnCr5 (Basis ISO 683-3 [DIN19]). Die DI-Werte der Varianten D und des Werkstoffes 17NiCrMo6-4 aus FVA-Nr. 610 [Lom14] liegen unterhalb des DI_{Mittel} des 17NiCrMo6-4 (Basis ISO 683-3 [DIN19]) und ordnen sich im Bereich der DI-Werte des 16MnCr5 ein.

Die Ergebnisse der hier durchgeführten Untersuchungen belegen, dass für die Varianten A, B und C die Anwendung des $Y_{\text{CHD,Gue}}$ (siehe Kapitel 9.3) sowie des Baugrößenfaktors Y_X des

Werkstoffes 17CrNiMo6 nach FVA-Nr. 162 [Ste97] plausibel erscheint. Alle drei Varianten weisen einen DI > 100 mm auf und überschreiten damit den Grenzwert aus FVA-Nr. 610 [Lom14]. Die Versuchsergebnisse zeigen, dass aber auch für die hier untersuchte Variante D (für beide Durchmesser) diese Faktoren ($Y_{\text{CHD,Gue}}$ und Y_X) ebenfalls angesetzt werden können, obwohl der DI < 100 mm ist.

Damit kann folgendes abgeleitet werden:

- DI bzw. $DI_{\text{Mittel}} \geq 100$ mm: Hohe Härbarkeit
Anwendung der Faktoren $Y_{\text{CHD,Gue}}$ und Y_X (für den Werkstoff 17CrNiMo6 nach FVA-Nr. 162 [Ste97]);
- DI bzw. $DI_{\text{Mittel}} < 100$ mm: Geringe Härbarkeit
Anwendung der Faktoren Y_{CHD} nach FVA-Nr. 271 [Tob01b] und Y_X nach Norm [ISO06];
- Bei Vorliegen eigener Erfahrungen bzw. weitergehenden Untersuchungen können die Faktoren auch abweichend dieser Einteilung angesetzt werden.

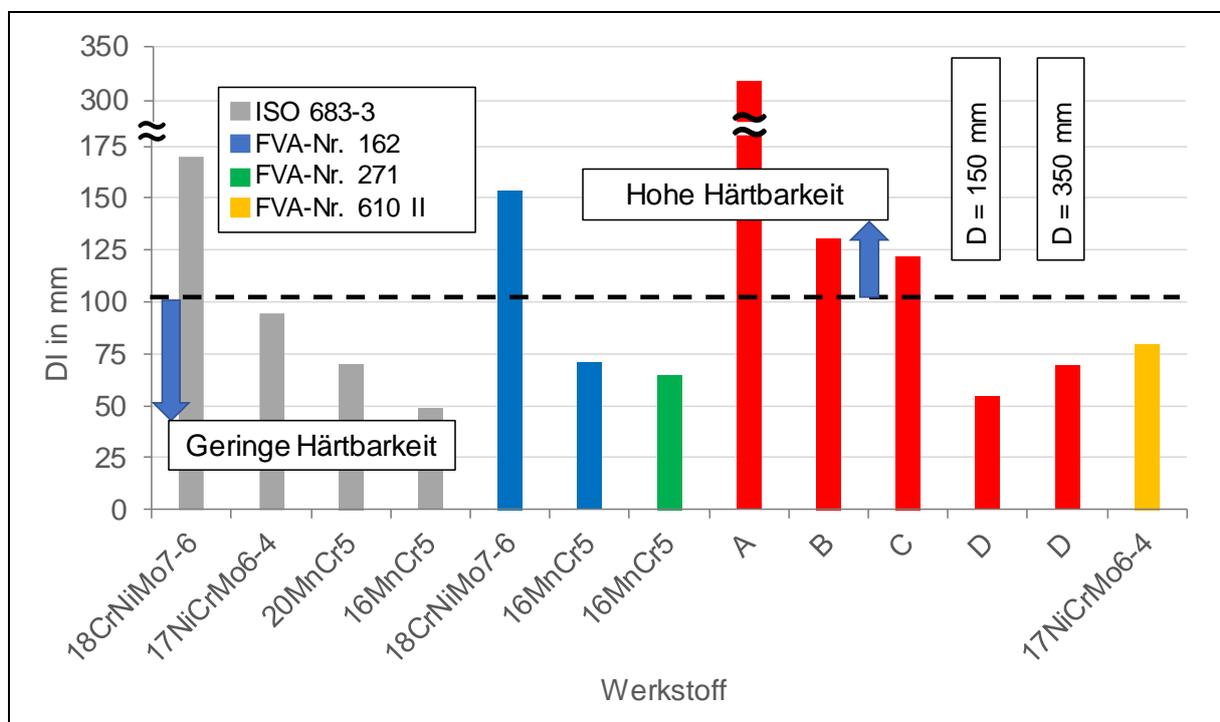


Bild 9.2: Gegenüberstellung der idealen Durchmesser DI (berechnet nach ASTM A 255-02 [AST02]); bei den Werkstoffen nach DIN EN ISO 683-3 [DIN19] handelt es sich um den DI_{Mittel} , bei den restlichen Werkstoffen wurde der DI auf Basis der ermittelten chemischen Zusammensetzung berechnet.

9.2 Jominy-Kurve als Kennwert

9.2.1 Korrelation von Kernhärte und Baugröße

Zunächst erfolgt eine Auswertung der Versuchsergebnisse aus STEUTZGER [Ste04b], basierend auf FVA-Nr. 162 [Ste97], TOBIE [Tob01a], basierend auf FVA-Nr. 271 [Tob01b], FVA-Nr. 373 [Tob02] und STENICO [Ste07], basierend auf FVA-Nr. 369 I+II [Ste04a]. In diesen Arbeiten werden Zahnräder aus den Werkstoffen 16MnCr5, 18CrNiMo7-6 und 17NiCrMo14 in unterschiedlichen Baugrößen untersucht. Die Werkstoffe unterscheiden sich dabei in ihrer Härbarkeit. In Bild 9.3 sind links die ermittelten Kernhärtewerte der verschiedenen Baugrößen und Werkstoffe zusammengestellt. Mit zunehmender Baugröße nimmt die Kernhärte der Varianten aus dem Werkstoff 16MnCr5 ab, dieser Werkstoff weist zudem insgesamt die geringsten

Kernhärte auf. Auch bei den Varianten aus dem Werkstoff 18CrNiMo7-6 ist eine tendenzielle Abnahme der Kernhärte mit steigender Baugröße erkennbar. Diese Minderung der Kernhärte fällt jedoch geringer im Vergleich zum Werkstoff 16MnCr5 aus. Durch nahezu keine Abnahme der Kernhärte mit zunehmender Baugröße ist der Werkstoff 17CrNiMo14 gekennzeichnet. Bei diesem Werkstoff ist jedoch auch der geringere Probenumfang im Vergleich zu den anderen Werkstoffen zu berücksichtigen. Weiterhin sind in Bild 9.3 rechts die ermittelten Jominy-Kurven der in [Ste97] untersuchten Werkstoffe zu finden. Auch hier weist der Werkstoff 16MnCr5 die stärkste Abnahme der Härte mit zunehmendem Abstand von der Werkstoffoberfläche auf, der Werkstoff 18CrNiMo7-6 ist durch einen deutlich flacheren Abfall mit steigendem Abstand von der Werkstoffoberfläche gekennzeichnet. Der Werkstoff 17NiCrMo14 zeigt kaum einen Abfall der Härte mit ansteigender Werkstofftiefe. Somit weisen die Verläufe der Kernhärte über die Baugröße und die Jominy-Kurven charakteristisch vergleichbare Verläufe auf.

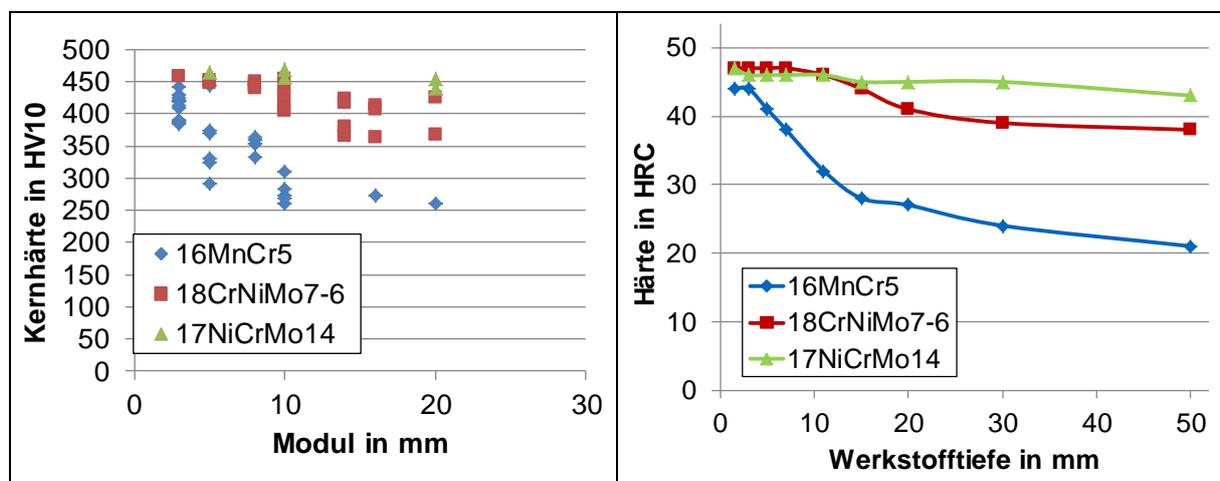


Bild 9.3: links: Darstellung der ermittelten Kernhärte über den untersuchten Baugrößen für die Werkstoffe 16MnCr5, 18CrNiMo7-6 und 17CrNiMo14 aus [Ste04b], [Ste97], [Tob01a], [Tob01b], [Tob02], [Ste07] und [Ste04a]; rechts: Jominy-Kurven aus [Ste97]

Auf Basis der zuvor gewonnenen Erkenntnisse erfolgt eine detailliertere Betrachtung der einzelnen Werkstoffe. Dazu werden zum einen die ermittelten Kernhärte von HV10 in HRC nach DIN 50150 [DIN00a] umgewertet. Weiterhin wird die Werkstofftiefe (senkrechter Abstand der 30°-Tangente an die Zahnfußrundung) bestimmt, in der die Kernhärte ermittelt wird (vergleiche Kapitel 4.1.2). Die so umgewerteten Kernhärte sind in Bild 9.4 über der Werkstofftiefe (Messung Kernhärte) für die Werkstoffe 16MnCr5 und 18CrNiMo7-6 in jeweils einem eigenen Diagramm dargestellt. Zusätzlich sind die jeweiligen Grenzkurven für die Jominy-Werte für das +HH-Streuband angegeben. Insgesamt zeigt sich, dass die ermittelten Kernhärte mit wenigen Ausnahmen innerhalb des hier ausgewählten +HH-Streubandes liegen. Für den Werkstoff 17NiCrMo14 (18NiCrMo14-6) wird die Härtebarkeit nach ISO 683-17 [DIN15] herangezogen, hier ist nur ein +H-Streuband definiert. Die Ergebnisse ordnen sich im Bereich der oberen Grenzkurve ein und sind im Anhang A.12 belegt.

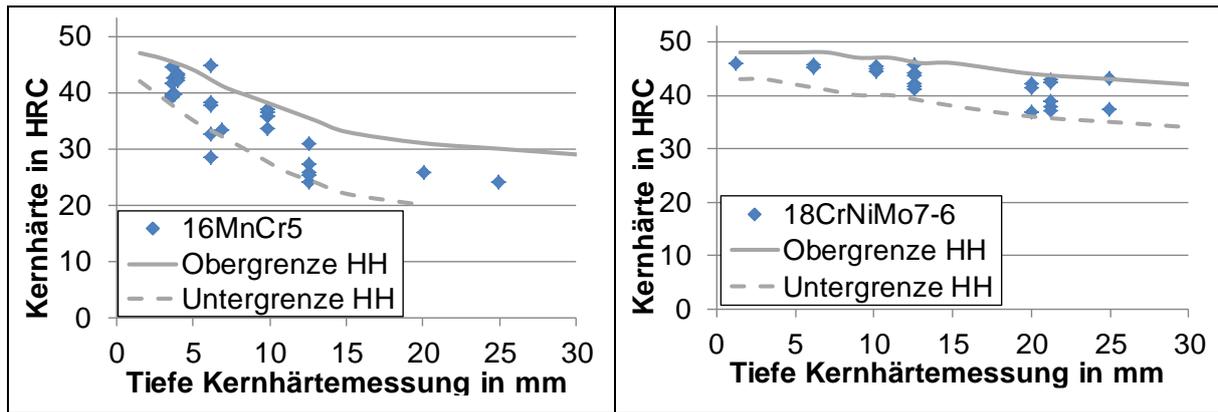


Bild 9.4: Einordnung der gemessenen Kernhärtewerte der Werkstoffe 16MnCr5 und 18CrNiMo7-6 (umgewertet in HRC) in die jeweiligen +HH-Streubänder

In Bild 9.5 sind links die Ergebnisse aus STEUTZGER [Ste04b], basierend auf FVA-Nr. 162 [Ste97], für den Werkstoff 16MnCr5 zu finden. Hier wurde neben dem +HH-Streuband auch die Jominy-Kurve der dort untersuchten Werkstoffcharge des Werkstoffes 16MnCr5 eingetragen. Die Jominy-Kurve des Werkstoffes 16MnCr5 liegt innerhalb des +HH-Streubandes und auch nahezu alle Kernhärtewerte. Davon weichen Punkt 1) und Punkt 2) ab, welche Werte außerhalb des Streubandes annehmen. Bei Punkt 1) ist zu beachten, dass es sich hierbei um schmale Prüfräder ($b = 15 \text{ mm}$ bei $m_n = 5 \text{ mm}$) handelt, die deutlich schmäler sind als die restlichen Prüfräder der gleichen Baugröße. Zu Punkt 2) ist zu erwähnen, dass die Prüfräder im Stapel gehärtet wurden und sich damit eine deutlich größere Zahnbreite (hier von 90 mm) ergibt. Somit deuten die Ergebnisse neben dem Einfluss der Baugröße auch auf eine gewisse Abhängigkeit der Kernhärte von der Verzahnungsbreite hin. Dies kann auf die Härtebarkeit des Werkstoffes zurückgeführt werden (siehe auch Kapitel 5.3.4). In Bild 9.5 sind rechts die Kernhärtewerte der Varianten des Werkstoffes 18CrNiMo7-6 mit zugehöriger Jominy-Kurve der untersuchten Werkstoffcharge zusammengefasst. Auch hier liegen alle Kernhärtewerte innerhalb des +HH-Streubandes, tendenziell etwas unterhalb der Jominy-Kurve.

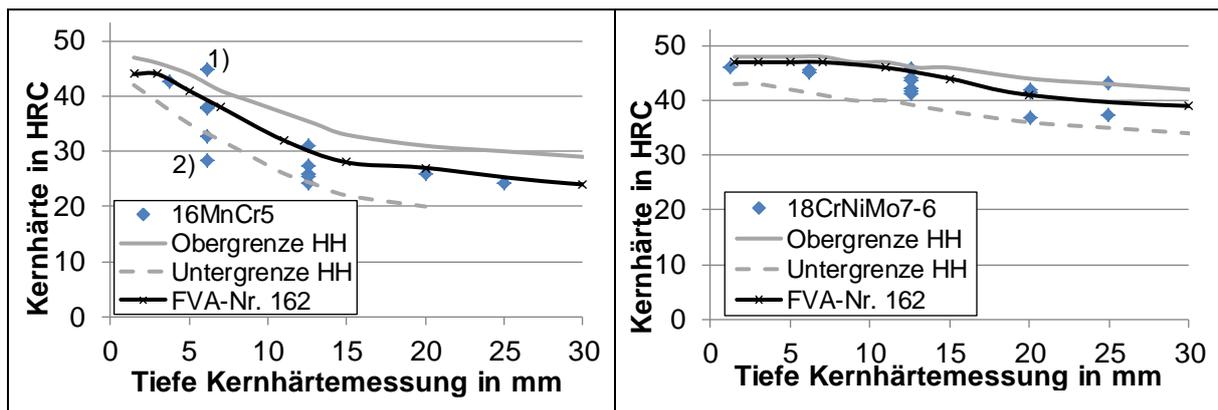


Bild 9.5: Darstellung der am Zahnrad ermittelten Kernhärtewerte über der Werkstofftiefe für die Werkstoffe 16MnCr5 und 18CrNiMo7-6, ergänzt um die Grenzkurven der Härtebarkeit für das +HH-Streuband und die am Grundwerkstoff ermittelte Jominy-Kurve der untersuchten Werkstoffcharge aus [Ste04b], [Ste97]

Analoge Auswertungen wurden auch für die Varianten des Werkstoffes 16MnCr5 aus TOBIE [Tob01a] bzw. FVA-Nr. 271 [Tob01b], für die Varianten des Werkstoffes 18CrNiMo7-6 aus FVA-Nr. 373 [Tob02] sowie die Varianten aus dem Werkstoff 17NiCrMo14 aus FVA-Nr. 162 [Ste97] durchgeführt. Diese weisen vergleichbare Tendenzen auf und bestätigen die erzielten Ergebnisse. Die Auswertung dazu ist im Anhang A.12 zu finden.

Das hier anhand von Ergebnissen aus der Literatur durchgeführte Vorgehen soll nachfolgend auf die Ergebnisse der in dieser Arbeit ausgeführten Untersuchungen angewandt werden. Dazu sind in Bild 9.6 die Kernhärte­werte (in HV10) aller untersuchten Varianten über der Baugröße vergleichend dargestellt. Die Varianten aus A weisen die höchsten Kernhärte­werte unabhängig von der Baugröße auf. Die Varianten aus D sind durch die geringsten Kernhärte­werte gekennzeichnet. Auffällig ist, dass hier nur ein geringer Abfall der Kernhärte mit zunehmender Baugröße zu erkennen ist. Die Varianten aus B und C ordnen sich dazwischen ein.

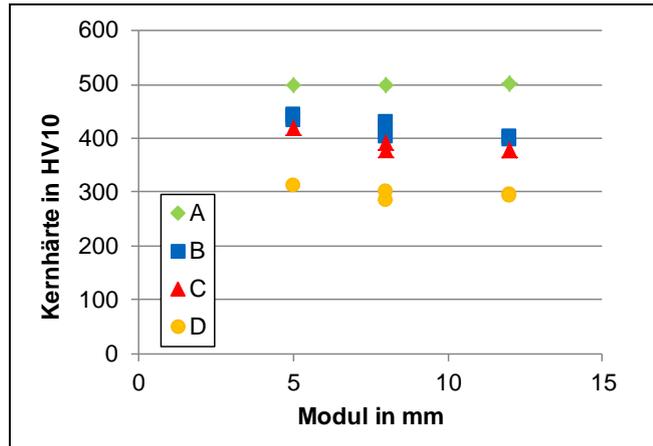


Bild 9.6: Darstellung der am Zahnrad ermittelten Kernhärte­werte über den untersuchten Baugrößen für die hier untersuchten Werkstoffe A, B, C und D

Die ermittelten Kernhärte­werte der Variante A korrelieren sehr gut mit der ermittelten Jominy-Kurve (siehe Bild 9.7 links oben). Für diesen Werkstoff liegt kein Streuband bezüglich der Härbarkeit vor. Bei der Variante B ordnen sich die Ergebnisse der Kernhärte innerhalb des +HH-Streubandes des Werkstoffes 18CrNiMo7-6 ein, liegen jedoch immer unterhalb der Jominy-Werte der untersuchten Werkstoffcharge. Die Härbarkeit der Variante C liegt ebenfalls noch im +HH-Streuband des Werkstoffes 18CrNiMo7-6 (im Bereich der unteren Grenzkurve) und erfüllt damit gleichzeitig auch die Anforderungen des +HL-Streubandes. Die Kernhärte­werte der Variante C liegen vorwiegend im +HH-Streuband. Die Jominy-Kurve der Variante D liegt im unteren Bereich des +HH-Streubandes, die ermittelten Kernhärte­werte nehmen jedoch Werte an, die z.T. deutlich unterhalb der Jominy-Kurve liegen. Weiterhin ist auch nahezu kein Abfall der Kernhärte­werte mit zunehmender Baugröße (und damit Tiefenlage der Kernhärte­messung) erkennbar. Vor allem bei der Baugröße Modul 5 mm wurden sehr geringe Kernhärte­werte gemessen. Zu beachten ist hier, dass die Prüfräder im Stapel gehärtet wurden. Damit ergibt sich für die Baugröße Modul 5 mm eine Verzahnungsbreite von 180 mm. In FVA-Nr. 610 II [Gün16] wurde dieser Werkstoff ebenfalls in der Baugröße Modul 5 mm, jedoch mit einer Verzahnungsbreite von 20 mm untersucht. Hier ergaben sich deutlich höhere Kernhärte­werte von etwa 360 HV10 ($\approx 36,6$ HRC), siehe Punkt 1) in Bild 9.7. In den Untersuchungen von GORLA ET AL. [Gor14] wird bei den Prüfrädern der Baugröße Modul 8 mm eine Kernhärte von 384 HV ($\approx 39,1$ HRC, Punkt 2) in Bild 9.7) ermittelt. Die Verzahnungsbreite beträgt hier jedoch nur 20 mm. Somit ist bei diesem Werkstoff, ähnlich zu den Ergebnissen des Werkstoffes 16MnCr5 aus [Ste04b], auch ein Einfluss der Verzahnungsbreite möglich. Dieser kommt bei den anderen untersuchten Werkstoffen nicht derart zum Vorschein, wodurch ein Einfluss der Härbarkeit wahrscheinlich ist.

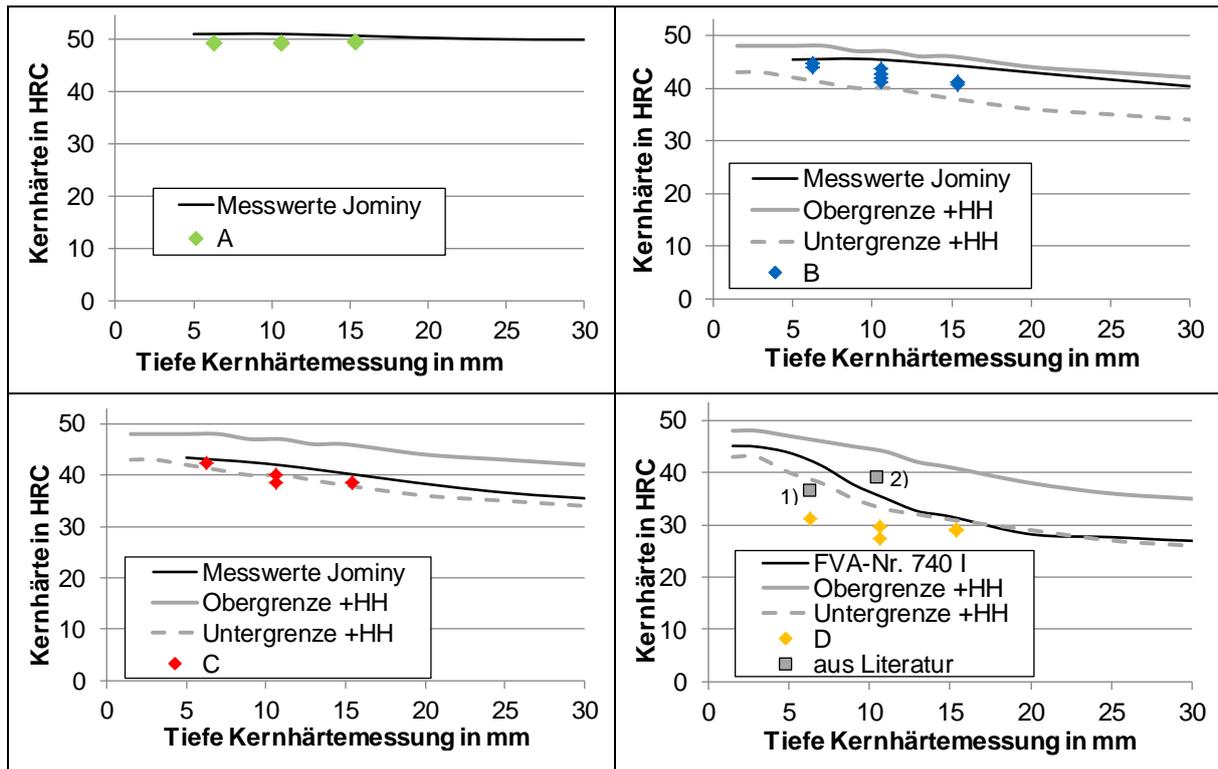


Bild 9.7: Einordnung der am Zahnrad gemessenen Kernhärte- und Jominy-Werte (umgewertet in HRC) in die Härtegrenzkurven der jeweiligen Werkstoffe (+HH-Streuband), Variante D ist um Ergebnisse aus der Literatur ergänzt ⁽¹⁾ aus FVA-Nr. 610 II [Gün16] und ⁽²⁾ aus [Gor14])

Insgesamt können die Erkenntnisse wie folgt zusammengefasst werden:

- Wenn die Jominy-Werte innerhalb des Streubandes sind, liegen die Kernhärte- und Jominy-Werte i.d. Regel auch innerhalb dieses Streubandes (vor allem bei höheren Härtebarkeiten).
- Bei geringeren Härtebarkeiten spielt auch die Verzahnungsbreite eine Rolle.
- Jominy-Werte und Kernhärte- und Jominy-Werte in vergleichbarer Tiefe/Abstand von der Oberfläche weisen jedoch Unterschiede auf, was auf weitere Einflüsse z.B. durch die Wärmebehandlung hinweist.

9.2.2 Ableitung eines Kriteriums für geringe und hohe Härtebarkeit auf Basis der Jominy-Kurven

Zur Überprüfung der Anwendbarkeit des Faktors $Y_{\text{CHD,GuE}}$ für Werkstoffe höherer Härtebarkeit anstelle des Faktors Y_{CHD} aus FVA-Nr. 271 [Tob01b] werden nachfolgend Gültigkeitsbereiche festgelegt. Dies kann auch als Entscheidungshilfe für mögliche weitere (notwendige) Untersuchungen dienen.

Wird als Basis für die $\sigma_{\text{F lim}}$ -Werte die in ISO 6336-5 [ISO16] hinterlegte Werkstoffqualität MQ herangezogen, so sind die dort belegten Festigkeitswerte in Abhängigkeit der Kernhärte und auch der Jominy-Werte (J11-Wert) angegeben. Für den höchsten Wert der Qualität MQ (Linie a) ist eine Kernhärte von mindestens 30 HRC erforderlich. Die Auswertungen in Kapitel 9.2.1 bestätigen, dass dies bei den Werkstoffen 18CrNiMo7-6 und 17NiCrMo14 der Fall ist. Beim Werkstoff 16MnCr5, der durch einen stärkeren Abfall der Jominy-Kurve gekennzeichnet ist und damit auch eine geringere Härtebarkeit aufweist, konnten vor allem bei größeren Baugrößen die Kernhärte- und Jominy-Werte von mindestens 30 HRC nicht immer erzielt werden. Darauf aufbauend wird eine Unterteilung in geringe/mittlere Härtebarkeit und hohe Härtebarkeit, wie in Bild 9.8 dargestellt, vorgenommen. Jominy-Kurven, die das +HH-Streuband des Werkstoffes

18CrNiMo7-6 erfüllen und auch darüber liegen, werden danach in den Bereich „Hohe Härtebarkeit“ eingeteilt (roter Streubereich). Für die Begrenzung nach unten hin wird das +HH-Streuband des Werkstoffes 18CrNiMo7-6 herangezogen, da dieses bisher untersucht wurde und das gesamte +HL-Streuband experimentell noch nicht abgesichert ist. Werkstoffe, die das +HH-Streuband des Werkstoffes 16MnCr5 erfüllen oder darunter liegen, werden in den Bereich „Geringe/Mittlere Härtebarkeit“ eingruppiert (blauer Streubereich). Der in grau markierte Bereich stellt einen Übergangsbereich dar. Hier sind ggfs. weitere Untersuchungen nötig und auch vorliegende Erfahrungen sind in den Entscheidungsprozess einzubinden.

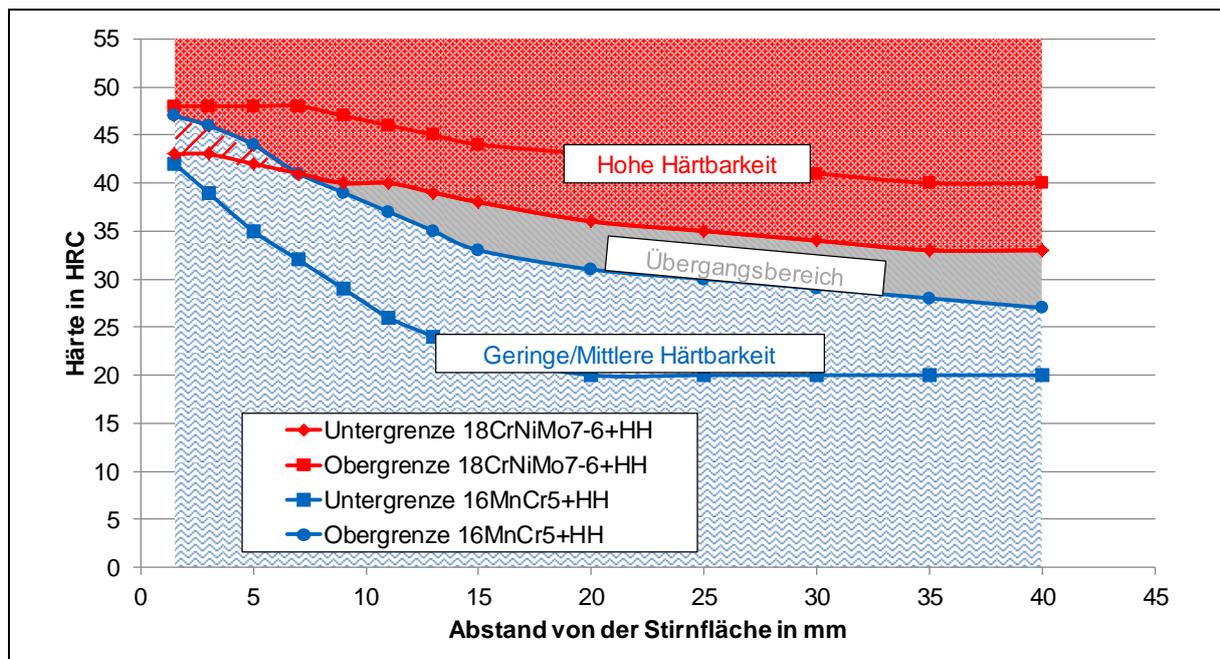


Bild 9.8: Einteilung der Werkstoffe in „Hohe Härtebarkeit“, „Geringe/Mittlere Härtebarkeit“ und „Übergangsbereich“ anhand der Jominy-Kurven, Streubereiche sind aus ISO 683-3 [DIN19] entnommen

In Bild 9.8 ist bei geringen Werten vom Abstand von der Stirnfläche eine Überlappung der Streubereiche (rot schraffierter Bereich) zu erkennen. Dies liegt daran, dass die Werkstoffe vergleichbare Grundkohlenstoffgehalte haben und diese die Randhärtewerte maßgeblich bestimmen. In größeren Abständen von der Stirnfläche sind unterschiedliche Verläufe erkennbar, hier kommen die Legierungselemente zum Tragen, die bei den Werkstoffen 18CrNiMo7-6 und 16MnCr5 in unterschiedlichen Anteilen vorliegen. Der oberflächennahe Bereich ist jedoch nicht ausschlaggebend, für eine Entscheidung ist der gesamte Verlauf der Jominy-Kurve heranzuziehen.

Für den Praxiseinsatz wird folgendes Vorgehen empfohlen:

- Ohne eigene Jominy-Kurve des Werkstoffes: Jominy-Kurven/ -bereiche aus Normen heranziehen.
- Mit eigener ermittelter Jominy-Kurve des Werkstoffes: Überprüfung der Lage in den Bereichen; wenn im Zwischenbereich: eigene Erfahrungen heranziehen oder weiterführende Untersuchungen anstoßen.
- Liegt die Jominy-Kurve oberhalb der Untergrenze des +HH-Streubandes des Werkstoffes 18CrNiMo7-6 (rot schraffierter Bereich): Anwendung des Faktors $Y_{\text{CHD,Gue}}$ sowie des Baugrößenfaktors Y_x (für 17CrNiMo6) nach FVA-Nr. 162 [Ste97] möglich.

- Liegt die Jominy-Kurve unterhalb der Obergrenze des +HH-Streubandes des Werkstoffes 16MnCr5 (blau schraffierter Bereich): Anwendung des Faktors Y_{CHD} nach FVA-Nr. 271 und Y_X nach Norm [ISO06].
- Liegt die Jominy-Kurve im Übergangsbereich (grau schraffierter Bereich): Anwendung des Faktors Y_{CHD} nach FVA-Nr. 271 (konservative Auslegung), bei Vorliegen eigener Untersuchungen/Erfahrung kann auch davon abgewichen werden.

9.3 Berechnung des Einflussfaktors Y_{CHD}

Der Einfluss der CHD auf die Zahnfußtragfähigkeit kann damit in Abhängigkeit von der Härtebarkeit des Werkstoffes wie folgt berechnet werden:

Geringe bis mittlere Härtebarkeit: $DI_{\text{Mittel}} < 100$ mm (z. B. 16MnCr5, 20MnCr5)

$$\text{Bereich } \text{CHD}_{\text{Fuß}} < 0,1 \cdot m_n: \quad Y_{\text{CHD}} = 0,5 + \frac{\text{CHD}_{\text{Fuß}}}{m_n} \cdot \left(9 - 40 \cdot \frac{\text{CHD}_{\text{Fuß}}}{m_n} \right) \quad (31)$$

$$\text{Bereich } \text{CHD}_{\text{Fuß}} = 0,1 \dots 0,2 \cdot m_n: \quad Y_{\text{CHD}} = 1,0 \quad (32)$$

$$\text{Bereich } \text{CHD}_{\text{Fuß}} > 0,2 \cdot m_n: \quad Y_{\text{CHD}} = 0,75 \cdot \left(\frac{\text{CHD}_{\text{Fuß}}}{m_n} \right)^{-0,17} \quad (33)$$

Höhere Härtebarkeit: $DI_{\text{Mittel}} > 100$ mm (z. B. 18CrNiMi7-6)

Bereich $\text{CHD}_{\text{Fuß}} < 0,1 \cdot m_n$: Anwendung von Formel (31) ¹

$$\text{Bereich } \text{CHD}_{\text{Fuß}} \geq 0,1 \cdot m_n: \quad Y_{\text{CHD,Gue}} = 1 - 0,17 \cdot \left(\frac{\text{CHD}_{\text{Fuß}}}{m_n} - 0,1 \right) \quad (34)$$

Y_{CHD}	–	Einflussfaktor CHD	m_n	mm	Modul
$\text{CHD}_{\text{Fuß}}$	mm	Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß			

Alternativ kann bei Vorliegen weiterer Untersuchungen zur Härtebarkeit auch die Jominy-Kurve zur Einteilung und Anwendung des Faktors für den Einfluss der CHD und auch der Baugröße herangezogen werden.

¹ $\text{CHD}/m_n < 0,1$ mm wurde in dieser Arbeit nicht untersucht, daher ist für die Berechnung nach FVA-Nr. 271 vorzugehen, es ist davon auszugehen, dass es sich hierfür um eine konservative Auslegung handelt

10 Anwendung eines lokalen Berechnungsansatzes auf die Versuchsergebnisse

Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen belegen, dass die Zahnfußbrüche der hier untersuchten Varianten in der Regel ihren Rissausgang an der Oberfläche aufweisen. Daher wird der lokale Berechnungsansatz nach STENICO [Ste04a] auf die in dieser Arbeit gewonnenen Ergebnisse angewendet. Im Folgenden wird dazu der Einfluss einer erhöhten CHD im Zahnfuß, des Eigenspannungszustandes und der Randoxidation mit Hilfe des lokalen Berechnungsmodells überprüft. Da nahezu alle Varianten, mit Ausnahme der Variante D_m12_015, durch Zahnfußbrüche mit Rissausgang an der Oberfläche ausgefallen sind, beschränkt sich die lokale Betrachtung auf den oberflächennahen Bereich. Somit kann der Einfluss einer erhöhten CHD im Zahnfuß hier nicht direkt überprüft werden. Da die CHD aber andere Kenngrößen wie den Eigenspannungszustand oder die Randoxidationstiefe beeinflusst, wird der Einfluss einer erhöhten CHD damit indirekt berücksichtigt.

In Bild 10.1 sind die ermittelten Lastspannungstiefenverläufe (jeweils bezogen auf die an der Bauteiloberfläche auftretende maximale Zugspannung) gegenübergestellt. Diese wurden ausgehend vom Berührungspunkt der 30°-Tangente an die Zahnfußrundung senkrecht in die Werkstofftiefe ermittelt. Mit zunehmender Baugröße liegt ein flacherer bezogener Lastspannungstiefenverlauf vor. Dies ist auf die unterschiedlichen Kerbgeometrie und Querschnitte der einzelnen Baugrößen zurückzuführen.

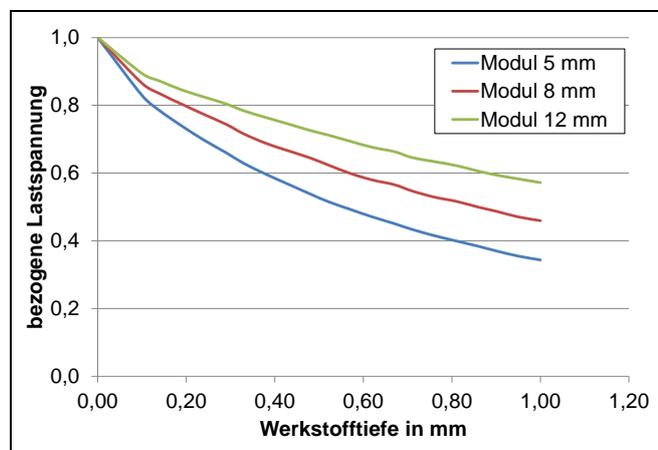


Bild 10.1: Mit Hilfe der FE-Methode ermittelte, auf die Bauteiloberfläche bezogene Lastspannungstiefenverläufe der hier untersuchten Prüfradgeometrien

- Betrachtung des Einflusses der Randoxidationstiefe (ROX)

Zunächst soll nur der Einfluss der Randoxidationstiefe (ROX) auf die Zahnfußdauerfestigkeit betrachtet werden. Hierfür wird der in Bild 10.2 dargestellten Eigenspannungstiefenverlauf

(röntgenografisch ermittelt) verwendet. Es handelt sich hierbei um einen für reinigungsgestahlte Verzahnungen typischen Eigenspannungstiefenverlauf, der auch die Ergebnisse aus dieser Arbeit widerspiegelt.

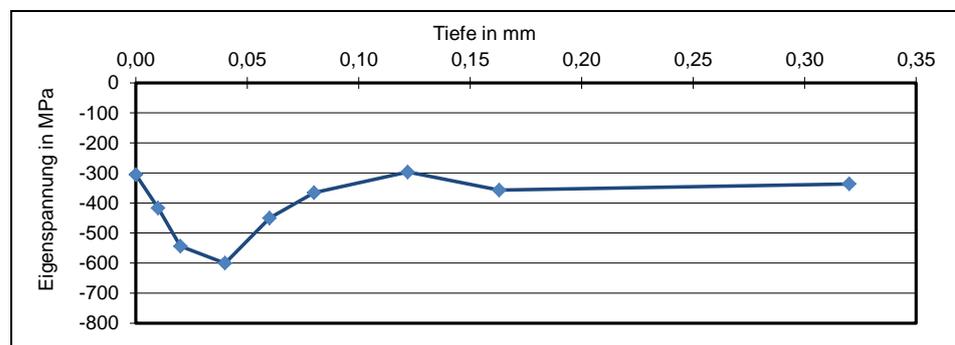


Bild 10.2: Typischer Eigenspannungstiefenverlauf (röntgenografisch ermittelt) einer reinigungsgestahlten Variante

Es werden Randoxidationstiefen mit Werten von 10 μm , 20 μm und 30 μm , die als Anriss berücksichtigt werden, betrachtet. Für alle Berechnungen der dauerfest ertragbaren Zahnfuß-Nennspannungen nach Formel (9) wird der in Bild 10.2 dargestellte

Eigenspannungstiefenverlauf herangezogen. Die berechneten Werte wurden dann auf den Festigkeitswert bei einer Randoxidationstiefe von 10 μm bezogen. Die Berechnungen erfolgten für alle drei untersuchten Baugrößen Modul 5 mm, 8 mm und 12 mm. Die Ergebnisse sind in Bild 10.3 zusammengefasst. Mit zunehmender Randoxidationstiefe nimmt die Zahnfußdauerfestigkeit ab. Für die drei untersuchten Baugrößen ergeben sich dabei vergleichbare Tendenzen. Werden die hier berechneten Zahnfußdauerfestigkeitswerte mit den Versuchsergebnissen und der statistischen Versuchsauswertung verglichen, zeigt sich, dass die berechneten Ergebnisse mit einer Mittelspannungsempfindlichkeit $M_K = 0,4$ eine deutlich stärkere Abnahme der Zahnfußdauerfestigkeit ausweisen als im Versuch ermittelt. Eine derartige Abhängigkeit der Zahnfußdauerfestigkeit von der Randoxidationstiefe konnte im Rahmen der experimentellen Untersuchungen nicht belegt werden. Bei Anwendung von $M_K = 1,0$ ergibt sich eine deutlich geringere Abnahme der Zahnfußdauerfestigkeit mit zunehmender ROX im Vergleich zu den berechneten Ergebnissen mit $M_K = 0,4$ und damit tendenziell eine bessere Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Ergebnissen. Damit spiegelt das Berechnungsmodell die tendenzielle Abnahme der Zahnfußdauerfestigkeit mit zunehmender Randoxidationstiefe wider, jedoch wird der Einfluss der Randoxidationstiefe auf die Zahnfußdauerfestigkeit im Berechnungsmodell z. T. stärker bewertet als experimentell ermittelt.

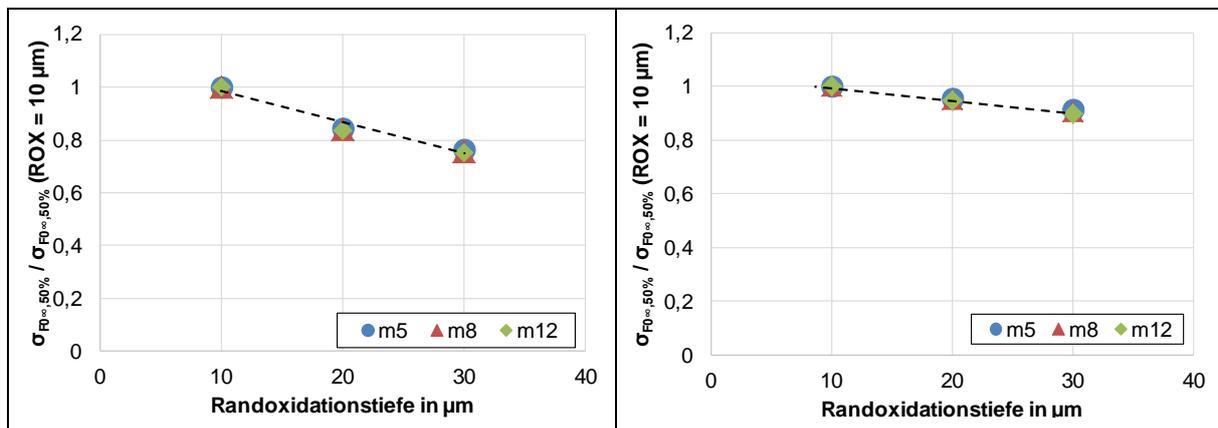


Bild 10.3: Berechnete Ergebnisse zum Einfluss der ROX auf die Zahnfußdauerfestigkeit, bezogen je Baugröße auf den Festigkeitswert mit einer Randoxidation von 10 μm ; links: $M_K = 0,4$; rechts: $M_K = 1,0$

- Betrachtung des Einflusses des ESP-Zustandes

In diesem Abschnitt wird der Einfluss des Eigenspannungszustandes auf die Zahnfußdauerfestigkeit untersucht. Dabei werden die drei unterschiedlichen Eigenspannungstiefenverläufe aus Bild 10.4

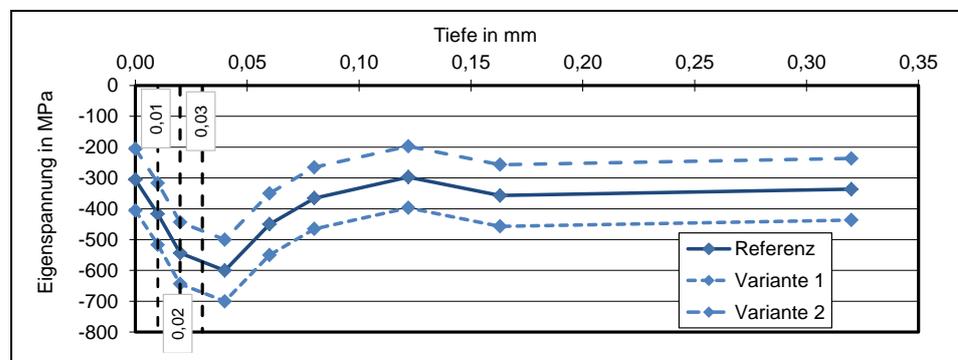


Bild 10.4: Typischer Eigenspannungstiefenverlauf (röntgenografisch ermittelt) einer reinigungsgestrahlten Variante (Referenz) mit zusätzlicher Variation des Eigenspannungstiefenverlaufes (Variante 1 und 2)

betrachtet. Es gibt einen Referenzzustand sowie eine Variante mit verringertem Druckeigen-

spannungsmaximum (Variante 1) und eine Variante mit erhöhtem Druckeigenspannungsmaximum (Variante 2).

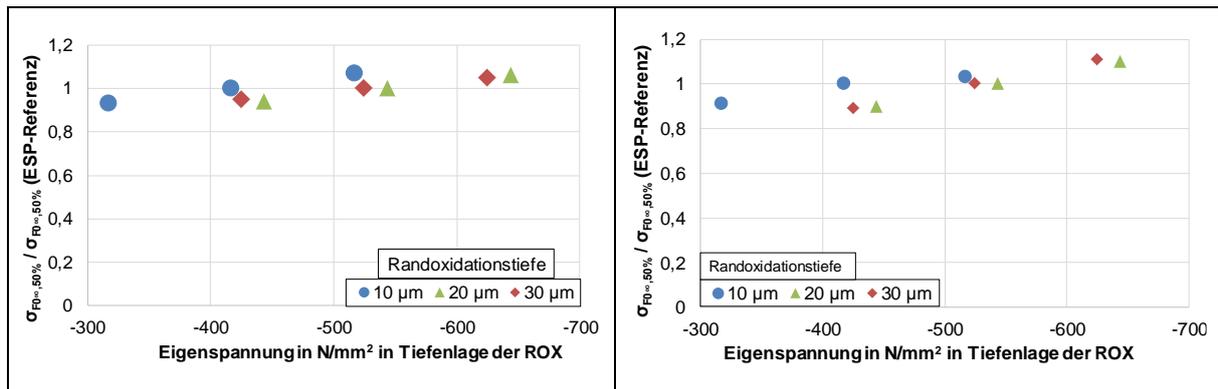


Bild 10.5: Berechnete Ergebnisse zum Einfluss der Eigenspannung (ESP) auf die Zahnfußdauerfestigkeit bei verschiedenen Randoxidationstiefen, bezogen auf den Festigkeitswert des Referenzzustandes, exemplarisch für die Baugröße Modul 8 mm; links: $M_k = 0,4$; rechts: $M_k = 1,0$

Bei der Berechnung wird jeweils der Einfluss der Druckeigenspannung in der Tiefenlage der Randoxidationstiefe für die drei unterschiedlichen Randoxidationstiefen von 10 µm, 20 µm und 30 µm untersucht. In Bild 10.5 sind die Ergebnisse der berechneten Zahnfußdauerfestigkeit für die Baugröße Modul 8 mm dargestellt. Die berechneten Zahnfußdauerfestigkeitswerte werden hierbei immer auf den Dauerfestigkeitswert des Referenzeigenspannungstiefenverlaufs bezogen. Die Betrachtung erfolgt hierbei für jede Randoxidationstiefe einzeln. Es zeigt sich jeweils, dass mit zunehmender Druckeigenspannung die Zahnfußdauerfestigkeit zunimmt. Der Einfluss der Eigenspannungen ist deutlich geringer ausgeprägt im Vergleich zum Einfluss der Randoxidationstiefe. Ein Vergleich der berechneten Ergebnisse mit den Mittelspannungsempfindlichkeitswerten von 0,4 und 1,0 zeigt eine relativ gute Übereinstimmung.

- Gemeinsame Betrachtung des Einflusses der ROX und des ESP-Zustandes

Nachfolgend wird der kombinierte Einfluss von Eigenspannungszustand und Randoxidationstiefe untersucht. In

Bild 10.6 sind zwei unterschiedliche Eigenspannungstiefenverläufe der Baugröße Modul 8 mm dargestellt. Variante 1 ist durch ein stärker ausgeprägtes Druckeigenspannungsmaximum im Vergleich zur Variante 2 gekennzeichnet. Es wird exemplarisch die Kombination hohe Druckeigenspannungen und eine geringe Randoxidationstiefe (hier 10 µm) betrachtet.

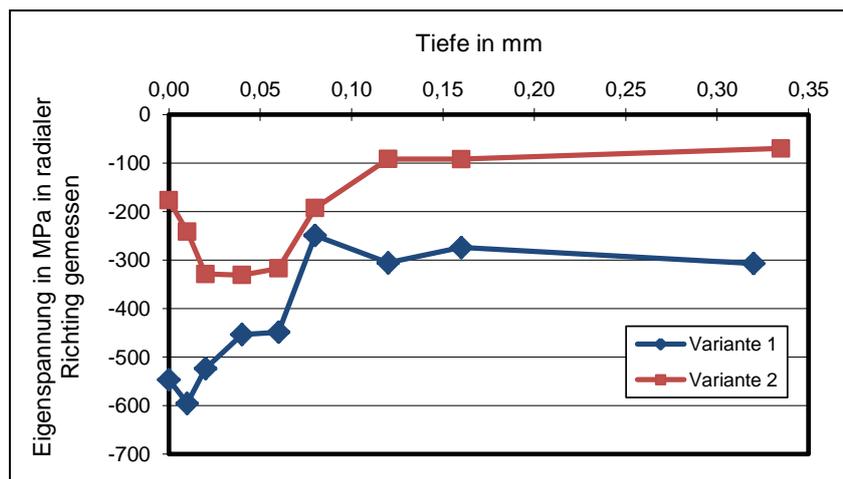


Bild 10.6: Darstellung zweier unterschiedlicher Eigenspannungstiefenverläufe (röntgenografisch ermittelt) der reinigungsgestrahlten Varianten der Baugröße Modul 8 mm

Diese repräsentiert die Varianten mit einer Standard-Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß. Eine weitere Kombination stellen geringe Druckeigenspannungen und eine hohe Randoxidationstiefe (hier 30 µm) dar. Diese steht für die Varianten mit erhöhter Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß. In Bild 10.7 sind die berechneten Ergebnisse gegenübergestellt, wobei die Werte auf die

Eigenspannungsvariante 1 mit einer Randoxidationstiefe von $10\ \mu\text{m}$ bezogen wurden. Danach ist mit einer starken Minderung in der Zahnfußdauerfestigkeit zu rechnen. Die experimentell ermittelten Ergebnisse zeigen jedoch keine derartig großen Unterschiede in der Zahnfußdauerfestigkeit. Diese großen Unterschiede werden mit beiden Werten für die Eigenspannungsempfindlichkeit berechnet.

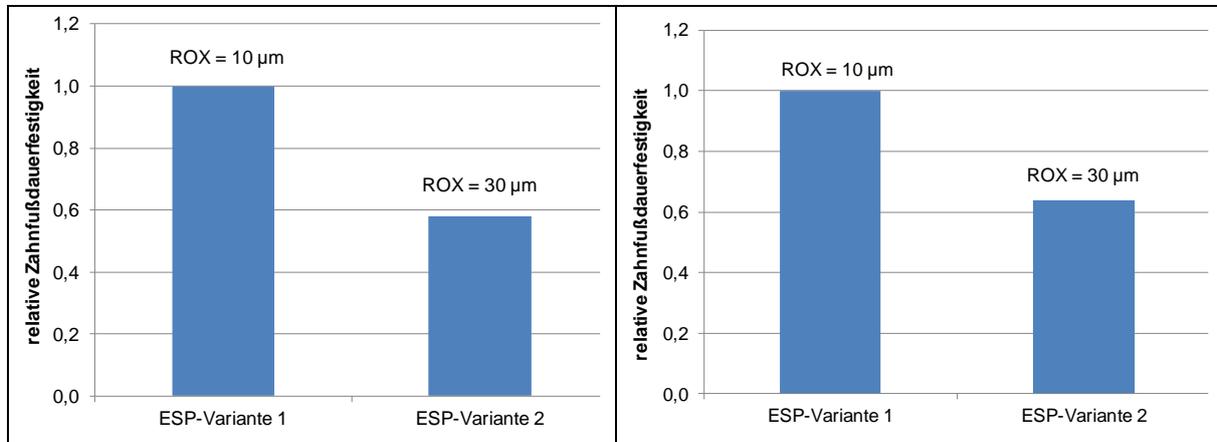


Bild 10.7: Berechnete und bezogene Ergebnisse zum Einfluss der Eigenspannung (ESP) und der Randoxidationstiefe (ROX) auf die Zahnfußdauerfestigkeit, exemplarisch für die Baugröße Modul 8 mm; links: $M_K = 0,4$; rechts: $M_K = 1,0$

Insgesamt kann festgehalten werden, dass das Berechnungsmodell grundsätzlich die Tendenzen, die in den experimentellen Untersuchungen ermittelt wurden, wiedergibt. Der Einfluss vor allem der Randoxidationstiefe wird im Berechnungsmodell je nach Wahl des Wertes der Eigenspannungsempfindlichkeit jedoch z. T. deutlich überbewertet. Damit ergeben sich z. T. größere Abweichungen zwischen den Berechnungsergebnissen und den Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen.

Mögliche Gründe für diese Abweichungen zwischen Berechnung und den Versuchsergebnissen sind z. B. in der Wahl der Wechselfestigkeit oder der Mittelspannungsempfindlichkeit begründet. Da alle Varianten im gleichen Strahlzustand vorliegen, ist es hier nicht möglich für die untersuchten Varianten die Wechselfestigkeit und die Mittelspannungsempfindlichkeit zu bestimmen. Daher muss auf Angaben aus der Literatur zurückgegriffen werden. Weiterhin wurden die Eigenspannungstiefenverläufe experimentell bestimmt und unterliegen einer gewissen Streuung, die sich ebenfalls auf die Ergebnisse auswirken kann. Des Weiteren ist zu berücksichtigen, dass das Berechnungsmodell auf kleinere Baugrößen kalibriert wurde. Die Ergebnisse lassen die Schlussfolgerung zu, dass auch die Härte des Werkstoffes einen Einfluss zu haben scheint. Für eine bessere Übereinstimmung zwischen Versuchsergebnissen und Berechnung ist demnach ggf. eine Anpassung der Werkstoffkennwerte wie beispielsweise der Wechselfestigkeit oder der Mittelspannungsempfindlichkeit unter Berücksichtigung der Härte erforderlich. Weiterhin wird hier die Annahme von konstanten Werkstoffeigenschaften im Randbereich getroffen. Es ist zu verifizieren, ob dies zutrifft, da beispielsweise ein lokal vorliegender, hoher Restaustenitgehalt die örtliche Festigkeit beeinflusst und z. T. unter Last ggf. auch umwandeln kann.

11 Fazit und Empfehlungen für die praktische Anwendung

Auf Basis der durchgeführten theoretischen und experimentellen Untersuchungen werden im Folgenden die wesentlichen Ergebnisse und Erkenntnisse zusammenfassend dargestellt und Empfehlungen für die praktische Anwendung abgeleitet. Dabei ist zu beachten, dass diese Empfehlungen im Falle einer Anwendung ggf. die vorliegenden Rahmenbedingungen bzw. die praktische Erfahrung berücksichtigen müssen.

Vorversuche:

- Die an Begleitproben erzielten CHD-Werte können nicht direkt auf die zu härtenden Bauteile übertragen werden. Hier ergeben sich z.T. größere Unterschiede, vor allem hinsichtlich der CHD im Zahnfuß.
- Auch die an Zahnradsegmenten erzielten CHD-Werte können nicht 1:1 auf das ganze Zahnrad übertragen werden. Die Unterschiede nehmen mit der Baugröße und auch der Verzahnungsbreite zusätzlich zu. In den durchgeführten Untersuchungen lagen die CHD-Werte der Prüfräder tendenziell unterhalb der Ergebnisse der Prüfradsegmente.
- ➔ Bei Versuchen ist somit eine sorgfältige Auswahl der Begleitproben / Zahnradsegmente zu tätigen. Auch der Einfluss der Härbarkeit der Werkstoffe ist zu berücksichtigen.

Wärmebehandlung der Zahnräder:

- Die (ungeschliffene) Zahnflanke weist in der Regel höhere CHD-Werte im Vergleich zum Zahnfuß auf, diese Unterschiede in den CHD-Werten zwischen Zahnflanke und Zahnfuß wachsen mit zunehmender CHD tendenziell an.
- Auch die Verzahnungsbreite ist ggfs. zu berücksichtigen. Bei dem Werkstoff 17NiCrMo6-4 (Variante D) haben sich z.T. deutliche Unterschiede der CHD im Zahnfuß über die Stapelhöhe (Verzahnungsbreite) gezeigt, die sich mit zunehmender Baugröße und CHD noch verstärkt haben. Die Zahnflanke weist diese Unterschiede nicht auf.
- ➔ Neben der Baugröße ist auch die Verzahnungsbreite zu berücksichtigen. Dies spielt vor allem mit abnehmender Härbarkeit des Werkstoffs eine zunehmende Rolle.

Einteilung Härbarkeit:

- DI_{Mittel} bzw. DI (auf Basis der chemischen Zusammensetzung nach Normen oder eigenen Messungen) nach ASTM A255-02 [AST02]:
 - DI_{Mittel} bzw. DI < 100 mm: geringe Härbarkeit
 - DI_{Mittel} bzw. DI > 100 mm: hohe Härbarkeit
- Härbarkeit (Jominy-Kurve) eines Werkstoffes (nach Norm oder eigenen Messungen)
 - Jominy-Kurve oberhalb der Untergrenze des Werkstoffs 18CrNiMo7-6+HH: hohe Härbarkeit
 - Jominy-Kurve unterhalb der Obergrenze des Werkstoffs 16MnCr5+HH: geringe Härbarkeit
 - Übergangsbereich: weitere Untersuchungen oder eigene Erfahrung heranziehen

Auslegung:

- Der Einfluss der $CHD_{\text{Fuß}}$ auf die Zahnfußtragfähigkeit nach TOBIE [Tob01a] bzw. FVA-Nr. 271 [Tob01b] kann immer (vor allem bei einer Vorauslegung) angesetzt werden. Bei Werkstoffen höherer Härbarkeit stellt dies einen konservativen Ansatz dar, bei dem höhere Sicherheitsreserven vorliegen.

- Für Werkstoffe höherer Härtebarkeit kann im Bereich $CHD_{Fu\beta} > 0,1 \cdot m_n$ alternativ der Faktor $Y_{CHD,Gu\epsilon}$ verwendet werden. Dieser sieht zwar auch eine Minderung der Zahnfußdauerfestigkeit mit zunehmender CHD vor, die Abnahme fällt jedoch geringer aus im Vergleich zu TOBIE [Tob01a] bzw. FVA-Nr. 271 [Tob01b].
- Ebenfalls kann für Werkstoffe höherer Härtebarkeit für Baugrößen $m_n \geq 5$ mm neben dem Größenfaktor Y_X nach ISO 6336-3 [ISO06] auch der Größenfaktor nach STEUTZGER [Ste04b] bzw. FVA-Nr. 162 [Ste97] für den Werkstoff 17CrNiMo6 angewendet werden. Dieser Baugrößenfaktor sieht eine etwas geringere Minderung der Zahnfußtragfähigkeit im Vergleich zur Norm vor.
- Bei den Varianten aus dem Werkstoff 17NiCrMo6-4 (Variante D) zeigen die Prüfräder unterschiedliche CHD-Werte im Zahnfuß (Bereich von $0,1 \dots 0,25 \cdot m_n$). Die Ergebnisse belegen jedoch keinen signifikanten Einfluss der CHD im Zahnfuß hinsichtlich der Dauerfestigkeit.

Fazit: Insgesamt bestätigen die Ergebnisse die grundlegende Aussage aus FVA-Nr. 8 [Bör76] und TOBIE [Tob01a] bzw. FVA-Nr. 271 [Tob01b] zum Einfluss der CHD auf die Zahnfußdauerfestigkeit sowie den Baugrößeneinfluss nach STEUTZGER [Ste04b] bzw. FVA-Nr. 162 [Ste97]. Mit einer erhöhten Einsatzhärtungstiefe ist mit einer Minderung der Zahnfußdauerfestigkeit zu rechnen. Diese Minderung fällt jedoch bei Werkstoffen mit höherer Härtebarkeit geringer aus im Vergleich zur Minderung nach FVA-Nr. 271 [Tob01b], die für Werkstoffe mit geringer bis mittlerer Härtebarkeit ermittelt wurde. Die Anwendung des geminderten Einflusses der CHD auf die Zahnfußdauerfestigkeit setzt aber auch eine entsprechende Kenntnis über den Wärmebehandlungsprozess und eine ausreichende Prozesssicherheit voraus. Im Rahmen der hier durchgeführten Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass die Festigkeitswerte nach Norm für die hier untersuchten Werkstoffe auch bei größerer Baugröße und erhöhter CHD im Zahnfuß erreichbar sind.

Bei moderater Erhöhung der CHD im Zahnfuß im Bereich von $0,25 \dots 0,30 \cdot m_n$ sind die Festigkeitswerte nach Norm (Werkstoffqualität MQ) für Werkstoffe mit hoher Härtebarkeit erreichbar. Damit ist eine erhöhte CHD im angegebenen Bereich im Zahnfuß tolerabel ohne eine signifikante Minderung in der Zahnfußdauerfestigkeit nach Normangabe. Bei Verwendung höherer Referenz-Festigkeitswerte sowie für eine konservative Auslegung ist die Anwendung der Faktoren Y_X und Y_{CHD} nach den hier dargestellten Gesetzmäßigkeiten zu berücksichtigen.

Die Ursachen für die Minderung der Zahnfußdauerfestigkeit bei einer erhöhten CHD sind im Kornwachstum, einer erhöhten ROX und geringeren Druckeigenstressungen begründet. Diese Kenngrößen werden durch die Prozesszeiten bei der Wärmebehandlung beeinflusst. Da die CHD eine Funktion der Baugröße ist, sind insbesondere bei größeren Baugrößen für CHD-Werte $> 0,10 \cdot m_n$ lange Prozesszeiten erforderlich. Aus diesem Grund sind dafür geeignete Werkstoffe auszuwählen, die aufgrund ihrer Legierungselemente eine ausreichend hohe Härtebarkeit aufweisen, sodass die Einflüsse (Kornwachstum, erhöhte ROX, geringere Druckeigenstressungen) im Vergleich zu Werkstoffen mit geringer Härtebarkeit weniger zum Tragen kommen und damit in einer geringeren Minderung der Zahnfußdauerfestigkeit resultiert.

12 Zusammenfassung und Ausblick

12.1 Zusammenfassung

Einsatzgehärtete Verzahnungen weisen ein großes Einsatzgebiet in unterschiedlichsten Anwendungen auf. Bei der Auslegung der Verzahnungen ist darauf zu achten, eine ausreichende Sicherheit gegenüber verschiedenen Zahnradschäden wie beispielsweise Zahnflankenbruch und Zahnfußbruch einzuhalten. Hochbelastete Stirnradstufen, insbesondere größerer Baugröße, können ein erhöhtes Risiko hinsichtlich Flankenbruch aufweisen. Zur Minderung des Schadensrisikos hinsichtlich dieser Schadensart ist oftmals eine höhere CHD an der Zahnflanke nötig. Durch Einstellung einer höheren CHD an der Zahnflanke wird die CHD im Zahnfuß zwangsläufig ebenfalls erhöht.

Umfangreiche Untersuchungen im Rahmen von FVA-Nr. 8 [Bör76] und TOBIE [Tob01a], basierend auf FVA-Nr. 271 [Tob01b], belegen für CHD-Werte im Zahnfuß im Bereich von $0,1 \dots 0,2 \cdot m_n$ die höchsten Zahnfußdauerfestigkeitswerte. Bei höheren CHD-Werten im Zahnfuß ist mit einer Minderung der Zahnfußdauerfestigkeit zu rechnen. Die Ergebnisse basieren auf Werkstoffen mit geringer bis mittlerer Härtebarkeit. Insgesamt bedeutet dies, dass im Falle einer höheren CHD ggf. eine Minderung der Zahnfußdauerfestigkeit zu berücksichtigen ist, wodurch Anpassungen in der Auslegung der Verzahnungen hinsichtlich Zahnfußbruch erforderlich werden können. Die Minderung der Zahnfußdauerfestigkeit durch eine erhöhte CHD sind durch werkstoffbedingte Änderungen aufgrund der langen Prozesszeiten (Kornwachstum, höhere ROX und geringere Druckeigenspannungen) bei der Wärmebehandlung bedingt, welche wiederum von Art und Menge der verwendeten Legierungselemente bzw. der Härtebarkeit des verwendeten Werkstoffes beeinflusst werden.

Es stellt sich somit die Frage, ob diese Zusammenhänge in vergleichbarer Weise auch für Verzahnungen aus Werkstoffen mit höherer Härtebarkeit gültig sind.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde deshalb die Zahnfußtragfähigkeit von Verzahnungen aus Werkstoffen höherer Härtebarkeit (im Vergleich zu den Werkstoffen 16MnCr5 bzw. 20MnCr5) untersucht. Die untersuchten Werkstoffe umfassen die Werkstoffe 26MnCrNiMo6-5-4, 18CrNiMo7-6+HH, 18CrNiMo7-6+HL sowie 17NiCrMo6-4. Dabei wurde zusätzlich die Baugröße der Verzahnungen zwischen Modul 5 mm, 8 mm und 12 mm variiert. Die CHD-Werte im Zahnfuß wurden so eingestellt, dass sie zum einen im Bereich der optimalen CHD im Zahnfuß nach Stand des Wissens liegen, zum anderen wurden gezielt höhere CHD-Werte im Zahnfuß von bis zu etwa $0,40 \cdot m_n$ untersucht. Zur Einstellung der CHD-Werte im Zahnfuß wurden umfangreiche Voruntersuchungen an Zahnradsegmenten mit gleicher Verzahnungsgeometrie wie die Prüfräder und Begleitproben jeweils aus der identischen Werkstoffcharge wie die Prüfräder durchgeführt. Die Prüfräder einer Variante wurden im Stapel gehärtet und anschließend einzeln praxisüblich reinigungsgestrahlt.

Der Grundwerkstoff sowie die Prüfräder der einzelnen Varianten wurden umfangreich charakterisiert und dokumentiert. Während die Standard-CHD im Rahmen üblicher Streuungen ziel-sicher eingestellt werden konnte, fielen bei den Varianten mit erhöhter CHD die CHD-Werte im Zahnfuß jedoch etwas unterhalb der Vorgaben aus. Des Weiteren wurde bei allen Varianten die CHD im Zahnfuß an jeweils zwei verschiedenen Prüfrädern, die sich in ihrer Lage im Härtestapel unterscheiden, ermittelt. Es hat sich gezeigt, dass die Varianten aus D (Werkstoff 17NiCrMo6-4) immer die geringsten CHD-Werte im Zahnfuß aufweisen. Weiterhin zeigen die Varianten aus D mit erhöhter CHD im Zahnfuß hier die größten Unterschiede der CHD-Werte über den Härtestapel (sowohl Baugröße Modul 8 mm als auch Modul 12 mm), während die

restlichen Varianten im Rahmen von üblichen Streuungen vergleichbare CHD-Werte aufweisen. Somit ist hier ein Einfluss der Härtebarkeit auf die Ergebnisse der Wärmebehandlung bereits erkennbar.

Daneben wurden unter anderem die Rand- und Kernhärtewerte sowie der Härtetiefenverlauf jeder Variante ermittelt, der Eigenspannungs- und Restaustenitzustand röntgenografisch bestimmt und die Randoxidationstiefe ermittelt.

Die Ergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit wurden in den Stand des Wissens eingeordnet sowie mittels statistischer Methoden ausgewertet. Dabei haben sich folgende maßgebenden Einflussgrößen hinsichtlich der Zahnfußtragfähigkeit, insbesondere der Dauerfestigkeit, herausgestellt:

- CHD-Wert im Zahnfuß
- Werkstoff (Härtebarkeit)
- Baugröße (Modul)

Hinsichtlich des Einflusses der CHD hat sich gezeigt, dass auch bei Werkstoffen mit höherer Härtebarkeit mit zunehmender CHD im Zahnfuß mit einer Minderung in der Zahnfußdauerfestigkeit gerechnet werden muss. Diese Minderung fällt jedoch im hier untersuchten Baugrößen- und CHD-Bereich geringer aus im Vergleich zu Werkstoffen mit geringer bis mittlerer Härtebarkeit nach TOBIE [Tob01a] bzw. FVA-Nr. 271 [Tob01b].

Für den Baugrößeneinfluss belegen die Ergebnisse, dass auch für Werkstoffe höherer Härtebarkeit und auch in Kombination mit einer erhöhten CHD im Zahnfuß die Normangaben in guter Näherung gültig sind. Weiterhin wurde gezeigt, dass alle untersuchten Varianten dem experimentell ermittelten Baugrößeneinfluss für den Werkstoff 17CrNiMo6 (18CrNiMo7-6) nach STEUTZGER [Ste04b], basierend auf FVA-Nr. 162 [Ste97], entsprechen. Danach ist der Einfluss der Baugröße für diese Werkstoffe etwas geringer ausgeprägt im Vergleich zu den Normangaben.

Für die Einteilung in Werkstoffe „geringer/mittlerer“ und „hoher“ Härtebarkeit kann die Kenngröße des DI bzw. DI_{Mittel} herangezogen werden. Dabei stellt der Wert von 100 mm die Grenze zwischen geringer und hoher Härtebarkeit dar. Hier sind neben den DI_{Mittel} -Werten (auf Basis der chemischen Zusammensetzung nach Norm) auch die DI-Werte der hier untersuchten Werkstoffe dargestellt. Obwohl die DI-Werte der Variante D Werte < 100 mm annehmen, belegen die Ergebnisse dieser Untersuchung die Anwendbarkeit der Faktoren $Y_{\text{CHD,Gue}}$ sowie Y_X für den Werkstoff 17CrNiMo6 nach FVA-Nr. 162 [Ste97].

Weiterhin wurde eine Einteilung der Werkstoffe bezüglich der Härtebarkeit gemacht. Auf Basis der Grenzkurven aus ISO 683-3 [DIN19] erfolgt eine Kategorisierung in „geringe/mittlere“ Härtebarkeit sowie „hohe“ Härtebarkeit. Für den dargestellten Übergangsbereich sind, ohne weitere Untersuchungen und Kenntnisse, die Berechnungen nach FVA-Nr. 271 [Tob01b] sowie nach Norm anzuwenden.

Des Weiteren liegen nach der Durchführung dieser Arbeit experimentell abgesicherte Tragfähigkeitskennwerte zur Zahnfußtragfähigkeit für Werkstoffe mit hoher Härtebarkeit sowohl für eine Standard-Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß als auch einer erhöhten Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß vor. Auf Basis der Ergebnisse ist somit eine zuverlässige Dimensionierung von Zahnrädern größerer Baugröße aus Werkstoffen hoher bis höchster Härtebarkeit und unter besonderer Berücksichtigung einer erhöhten Einsatzhärtungstiefe im Zahnfuß möglich. Vorteile und Festigkeitsreserven hinsichtlich der Zahnfußtragfähigkeit im Vergleich zu Werkstoffen geringer bis mittlerer Härtebarkeit können dabei genutzt werden.

12.2 Ausblick

Die Härtebarkeit der hier untersuchten Charge der Variante C (18CrNiMo7-6) liegt im oberen Bereich des +HL-Streubandes und erfüllt damit auch gleichzeitig das +HH-Streuband, da sich die beiden Streubänder überlappen. Von Interesse ist nun, wie sich die Ergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit eines 18CrNiMo7-6+HL im unteren Bereich des +HL-Streubandes einordnen. Damit kann auch die hier gemachte Einteilung für Werkstoffe mit hoher Härtebarkeit und geringer/mittlerer Härtebarkeit überprüft und möglicherweise erweitert/angepasst werden. Weiterhin können auch eine Überprüfung und Verifizierung der Ergebnisse an weiteren Baugrößen erfolgen.

Alle hier untersuchten Varianten liegen im reinigungsgestrahnten Zustand vor. Untersuchungen zur Zahnfußtragfähigkeit in weitergehenden Forschungstätigkeiten haben gezeigt, dass durch das Reinigungsstrahlen auch Effekte überdeckt bzw. zumindest beeinflusst werden. Somit können Untersuchungen zur Zahnfußtragfähigkeit im ungestrahlten Zustand, um ggf. Effekte einer Strahlbehandlung unberücksichtigt zu lassen, weitere Erkenntnisse, vor allem zum Einfluss des Werkstoffes bzw. der Härtebarkeit, liefern.

Durch eine Weiterentwicklung des Grundverständnisses kann das Zusammenspiel von Werkstoffkenngrößen und lokalen, höherwertigen Berechnungsmodelle zur Zahnfußtragfähigkeit auf Basis werkstoff-mechanischer Kenngrößen erweitert werden.

13 Literaturverzeichnis

13.1 Normen und Richtlinien

- [AGM04] AGMA 2001 - D04: Fundamental Rating Factors and Calculation Methods for Involute Spur and helical Gear Teeth (2004).
- [AST96] ASTM E112 - 13: Standard test methods for determining average grain size (1996).
- [AST02] ASTM A 255 - 02: Standard Test Methodes for Determining Hardenability of Steel (2002).
- [AST13] ASTM E45 - 13: Standard Test Methods for Determining the Inclusion Content of Steel (2013).
- [DIN08] DIN EN 10084: Einsatzstähle – Technische Lieferbedingungen (2008).
- [DIN98a] DIN EN ISO 11562: Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren (1998).
- [DIN87a] DIN 3990-3: Tragfähigkeitsberechnung von Stirnrädern; Berechnung der Zahnfußtragfähigkeit (1987).
- [DIN87b] DIN 3990-5: Tragfähigkeitsberechnung von Stirnrädern; Dauerfestigkeitswerte und Werkstoffqualitäten (1987).
- [DIN95] DIN 1319-1: Grundlagen der Meßtechnik - Teil 1: Grundbegriffe (1995).
- [DIN00a] DIN 50150: Prüfung metallischer Werkstoffe - Umwertung von Härtewerten (zurückgezogen) (2000).
- [DIN00b] DIN EN ISO 642: Stirnabschreckversuch (Jominy Versuch) (2000).
- [DIN15] DIN EN ISO 683-17: Für eine Wärmebehandlung bestimmte Stähle, legierte Stähle und Automatenstähle - Teil 17: Wälzlagerstähle (2015).
- [DIN16] DIN 30901: Wärmebehandlung von Eisenwerkstoffen - Ermittlung der Tiefe und Ausbildung der Randoxidation (2016).
- [DIN19] DIN EN ISO 683-3: Für eine Wärmebehandlung bestimmte Stähle, legierte Stähle und Automatenstähle - Teil 3: Einsatzstähle (2019).
- [DIN98b] DIN EN ISO 6507-1: Metallische Werkstoffe: Härteprüfung nach Vickers (1998).
- [GBT14] GB/T 5216: Structural steels with specified hardenability bands (2014).
- [GOS87] GOST 21354-87: Evolventische Stirnräder mit Außenverzahnung – Festigkeitsberechnung. Russischer Originaltitel: ГОСТ 21354-87 - Передачи зубчатые цилиндрические эвольвентные внешнего зацепления. Расчет на прочность. URL: <http://www.gostexpert.ru/gost/getDoc/30902> (1987).
- [ISO98] ISO 4967: Steel-Determination of content of nonmetallic inclusions-Micrographic method using standard diagrams (1998).
- [ISO03] DIN EN ISO 643: Mikrophotographische Bestimmung der scheinbaren Korngröße (2003).

- [ISO06] ISO 6336-3: Calculation of load capacity of spur and helical gears- part 3: calculation of tooth bending strength (2006).
- [ISO16] ISO 6336-5: Calculation of load capacity of spur and helical gears - part 5: strength and quality of materials (2016).
- [SAE13] SAE AMS 2432D: Shot Peening, Computer Monitored (2013).
- [SAE15] SAE J 2441: Shot Peening (2015).
- [SAE18] SAE AMS 2430U: Shot Peening (2018).
- [ZF 14] ZFN 5016: Korngrößenbestimmung bei Einsatz- und Vergütungsstählen (2014).

13.2 Zeitschriftenaufsätze, Bücher, Dissertationen, Studienarbeiten

- [Anz91] Anzinger, M.; Höhn, B.-R.: Zahnfuß-Überlastbarkeit - Werkstoff- und Fertigungseinflüsse auf die Zahnfußtragfähigkeit, insbesondere im hohen Zeitfestigkeitsgebiet - Abschlussbericht, Forschungsvorhaben Nr. 119, FVA-Heft Nr. 335, Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA), Frankfurt am Main (1991).
- [ASM13] ASM International: Steel heat treating fundamentals and processes, Materials Park, Ohio (2013).
- [Bör76] Börnecke, K.; Rösch, H.; Käser, W.; Bagh, P.; Rettig, H.; Hösel, T.; Weck, M.; Winter, H.: Grundlagenversuche zur Ermittlung der richtigen Härtetiefe bei Wälz- und Biegebeanspruchungen, Abschlussbericht, Forschungsvorhaben Nr. 8, FVA-Heft Nr. 36. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA), Frankfurt am Main (1976).
- [Bra06] Braykoff, C.; Oster, P.; Höhn, B.-R.: Tragfähigkeitsberechnung Kleingetriebe - Versuchstechnische Überprüfung der Tragfähigkeitsberechnung nach DIN 3990 für Stirnräder mit Modul ≤ 1 mm, Abschlussbericht, Forschungsvorhaben Nr. 410 I, FVA-Heft Nr. 794. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA), Frankfurt am Main (2006).
- [Bre15] Brecher, C.; Löpenhaus, C.; Pollaschek, J.: Tooth Root Geometry Optimization Utilizing Tooth Contact Analysis. International Conference on Gears 2015 International Conference on High Performance Plastic Gears 2015 International Conference on Gear Production 2015, Garching. VDI (2015).
- [Bre10] Bretl, N. T.: Einflüsse auf die Zahnfußtragfähigkeit einsatzgehärteter Zahnräder im Bereich hoher Lastspielzahlen, Dissertation, Technische Universität München (2010).
- [Bre08] Bretl, N. T.; Tobie, T.; Höhn, B.-R.: Späte Zahnfußbrüche - Zahnfußbruch mit Rissausgang unter der Oberfläche an einsatzgehärteten Zahnrädern, Abschlussbericht, Forschungsvorhaben Nr. 293 II, FVA-Heft Nr. 851. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA), Frankfurt am Main (2008).
- [Bre13] Bretl N.; Schurer, S.; Tobie, T.; Stahl, K.; Höhn, B.-R.: Investigations on Tooth Root Bending Strength of Case Hardened Gears in the Range of High Cycle Fatigue. AGMA Technical Paper 13FTM09 (2013).

- [Brü11] Brückner, M.; Gegner, J.; Grabulov, A.; Nierlich, W.; Slycke, J.: Butterfly Formation Mechanisms in Rolling Contact Fatigue. Fifth International Conference on Very High Cycle Fatigue, S. 101–106 (2011).
- [Cav95] Cavallaro, G., P.: Fatigue Properties of Carburised Gear Steels, Dissertation, University of South Australia (1995).
- [Cha11] Chapetti, M. D.: A simple model to predict the very high cycle fatigue resistance of steels. International Journal of Fatigue 33. Heft: 7, S. 833–841 (2011).
- [Cha95] Chatterjee-Fischer, R.: Wärmebehandlung von Eisenwerkstoffen - Nitrieren und Nitrocarburieren ; mit 10 Tabellen und 900 Literaturstellen, Renningen-Malmsheim (1995).
- [Cla05] Clausen, B.; Hoffmann, F.; Zoch, H.-W.; Mayr, P.: Randschichtschädigung beim Härten und Einsatzhärten von Stählen *. HTM Härtereitechnische Mitteilungen 60. Heft: 1, S. 12–18 (2005).
- [Col67] Coleman, W.: Paper 13: Bevel and Hypoid Gear Surface Durability: Pitting and Scuffing. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Conference Proceedings 182. Heft: 1, S. 191–204 (1967).
- [Deu16a] Deutsche Edelstahlwerke GmbH: Carbodur 6587 - Werkstoffdatenblatt 18CrNiMo7-6 1.6587, Deutsche Edelstahlwerke GmbH (2016).
- [Deu16b] Deutsche Edelstahlwerke GmbH: Carbodur 7131 / Carbodur 7139 - Werkstoffdatenblatt 16MnCr5 / 16MnCrS5 1.7131 / 1.7139, Deutsche Edelstahlwerke GmbH (2016).
- [Die78] Diesburg, D. E.: High-Cycle and Impact Fatigue Behavior of Carburized Steels. 1978 SAE International Off-Highway and Powerplant Congress and Exposition (1978).
- [Dua11] Duan, Z.; Shi, H.; Ma, X.: Fish-eye shape prediction with gigacycle fatigue failure. Fatigue Fracture of Engineering Materials and Structures 34. Heft: 10, S. 832–837 (2011).
- [Eck99] Eckey, H.-F.; Kosfeld, R.; Dreger, C.: Statistik. Gabler Verlag, Wiesbaden (1999).
- [Els93] Elstorpff, M.-C.: Einflüsse auf die Grübchentrugfähigkeit einsatzgehärteter Zahnräder bis in das höchste Zeitfestigkeitsgebiet, Dissertation, Technische Universität München (1993).
- [Esh57] Eshelby, J. D.: The determination of the elastic field of an ellipsoidal inclusion, and related problems. Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences 241. Heft: 1226, S. 376–396 (1957).
- [Fro16] Fromberger, M.; Otto, M.; Stahl, K.: FVA-Nr. 241/XI - Heft 1198 - Erweiterung Stplus Abschlussbericht - Erweiterung FVA-Stirnradsprogramm STplus (2016).
- [Fuc21] Fuchs, D.; Güntner, C.; Tobie, T.; Stahl, K.: Geeignete Werkstoffauswahl für Stirnräder großer Baugröße. HTM Journal of Heat Treatment and Materials 2021, S. 19–35 (2021).

- [Fuk10] Fukuoka, K.; Tomita, K.; Shiraga, T.: Examination of Surface Hardening Process for Dual Phase Steel and Improvement of Gear Properties. JFE Technical Report 2009. Heft: No. 15, S. 17–23 (2010).
- [Fun70] Funatani, K.: Einfluß von Einsatzhärtungstiefe und Kernhärte auf die Biegedauerfestigkeit von aufgekohlten Zahnrädern. Härterei-Technische Mitteilungen 25. Heft: 2, S. 92–98 (1970).
- [Gia14] Giang, N. A.; Ozden, U. A.; Bezold, A.; Broeckmann, C.: A model for predicting crack initiation in forged M3:2 tool steel under high cycle fatigue. International Journal of Fracture 187. Heft: 1, S. 145–158 (2014).
- [Gor14] Gorla, C.; Rosa, F.; Conrado, E.; Albertini, H.: Bending and contact fatigue strength of innovative steels for large gears. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science 228. Heft: 14, S. 2469–2482 (2014).
- [Gra10] Grabulov, A.; Petrov, R.; Zandbergen, H. W.: EBSD investigation of the crack initiation and TEM/FIB analyses of the microstructural changes around the cracks formed under Rolling Contact Fatigue (RCF). International Journal of Fatigue 32. Heft: 3, S. 576–583 (2010).
- [Gra07] Grabulov, A.; Ziese, U.; Zandbergen, H. W.: TEM/SEM investigation of microstructural changes within the white etching area under rolling contact fatigue and 3-D crack reconstruction by focused ion beam. Scripta Materialia 57. Heft: 7, S. 635–638 (2007).
- [Gra73] Grange, R. A.: Estimating the hardenability of carbon steels. Metallurgical Transactions 4. Heft: 10, S. 2231–2244 (1973).
- [Gro64] Grossmann M.A.: Principles of heat treatment - American Society for Metals. American Society for Metals (1964).
- [Gün16] Güntner, C.; Tobie, T.; Stahl, K.: Zahnradstähle weltweit - Referenzwerte zur Zahnradtragfähigkeit moderner Zahnradstähle im Weltmarkt - Teil II, Abschlussbericht, Forschungsvorhaben Nr. 610 II, FVA-Heft Nr. 1175. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA), Frankfurt am Main (2016).
- [Hai02] Haibach, E.: Betriebsfestigkeit - Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung, 2. Aufl. (2002).
- [Her11] Hergesell, M.; Tobie, T.; Stahl, K.: Tragfähigkeit Kleingetriebe II - Überprüfung der Grübchen- und Zahnfußtragfähigkeit gerad- und schrägverzahnter, kleinmoduliger Zahnräder und Zusammenfassung von Empfehlungen zum Erreichen optimaler Tragfähigkeit für Zahnräder mit Modul ≤ 1 mm, Abschlussbericht, Forschungsvorhaben Nr. 410 II, FVA-Heft Nr. 986. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA), Frankfurt am Main (2011).
- [Heu15] Heuer, V.; Loeser, K.; Schmitt, G.: Improved Materials and Enhanced Fatigue Resistance for Gear Components. AGMA Technical Paper 15FTM02 (2015).
- [Hip11] Hippenstiel, F.; Mohrbacher, H.: Optimization of molybdenum alloyed carburizing steels by Nb microalloying for large gear applications. Material Science and Technology, S. 446–453 (2011).

- [Hir04] Hirasawa, H., Kubo, A.: The Tooth Bending Strength of Gears of JIS Materials : The Fatigue Test Result of Case Hardened Gears, Nitrided Gears and Through Hardened Gears and the Relationship with the Allowable Stress of the ISO Calculation System. The Proceedings of the Symposium on Motion and Power Transmission 2004. Heft: 0, S. 118–121 (2004).
- [Hir74] Hirt, M.: Zahnradberechnung: Einfluß der Zahnfußausrundung auf Spannung und Festigkeit von Geradstirnrädern, Dissertation, Technische Universität München (1974).
- [Hoc99] Hock, S.; Kleff, J.; Schulz, M.; Sollich, A.; Wiedemann, D.: Einfluss von Umform- und Waermebehandlungsfolgen auf Korngrösse und Schwingfestigkeit von ein-satzgehärteten Bauteilen. HTM. Härterei Technische Mitteilung (1999).
- [Hof02] Hoffmann, M.; Vogel, W.: Randoxidation - Ursache, Ausmass, Auswirkung. HTM. Härterei Technische Mitteilung 2002 (2002).
- [Hof19] Hoffmeister, J.; Hermes, J.: Optimized tooth root strength by controlled shot peening. International Conference on Gears 2019 International Conference on High Performance Plastic Gears 2019 International Conference on Gear Production 2019, Garching. VDI (2019).
- [Hüc83] Hück, M.: Ein verbessertes Verfahren fuer die Auswertung von Treppenstufen-versuchen (1983).
- [Ike09] Ikejo, K.; Nagamura, K.: GSD-01: Tooth Bending Strength and Surface Durability of Super-Carburized Steel Gear. The Proceedings of the JSME international conference on motion and power transmissions 2009. Heft: 0, S. 307–312 (2009).
- [III19] Illenberger, C.; Tobie, T.: Zahnradstähle weltweit - Referenzwerte zur Zahnradtragfähigkeit moderner Zahnradstähle im Weltmarkt - Teil III, Abschlussbericht, Forschungsvorhaben Nr. 610 III, FVA-Heft Nr. 1328. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA), Frankfurt am Main (2019).
- [Ino94] Inoue, K.; Kato, M.: Estimation of fatigue strength enhancement for carburized and shot-peened gears. Journal of Propulsion and Power 10. Heft: 3, S. 362–368 (1994).
- [Ino89] Inoue, K.; Maehara, T.; Yamanaka, M.; Kato, M.: The effect of shot peening on the bending strength of carburized gear teeth. JSME international journal. Ser. 3, Vibration, control engineering, engineering for industry 32. Heft: 3, S. 448–454 (1989).
- [Jeo92] Jeong, B.; Kato, M.; Inoue, K.; Takatsu, N.: The Bending Strength of Carburized Fine Module Gear Teeth (Carburizing Conditions and Their Effects on the Fatigue Strength). JSME international journal. Ser. 3, Vibration, control engineering, engineering for industry 35. Heft: 1, S. 136–141 (1992).
- [Kal11] Kalpakjian, S.; Schmid, S. R.; Werner, E.: Werkstofftechnik. Pearson Studium, München, [1. dt.-spr. Ausg.]; 5., aktualisierte Aufl. [der amerikanischen Ausg.] (2011).
- [Kap15] Kapelevich, A. L.: Analysis and Optimization of Asymmetric Epicyclic Gears. International Conference on Gears 2015 International Conference on High

- Performance Plastic Gears 2015 International Conference on Gear Production 2015, Garching. VDI (2015).
- [Kat86] Kato, M.; Inoue, K.; Takatsu, N.; Morita, I.: Bending Strength of Carburized SCM420H Spur Gear Teeth. Bulletin of JSME 29. Heft: 247, S. 273–280 (1986).
- [Kel57] Kelley, B. W.; Pedersen, R.: Zahnfußfestigkeit bei neuzeitlichen Getriebekonstruktionen. Eberhard, A., et al. Getriebe Kupplungen Antriebselemente, Wiesbaden (1957).
- [Kna86] Knauer, G.: Grundlagenversuche zur Ermittlung der richtigen Härtetiefe bei Wälz- und Biegebeanspruchung - Ergänzungsversuche zum Größeneinfluss an ein-satzgehärteten Rädern aus 16MnCr5, Abschlussbericht, Forschungsvorhaben Nr. 8, FVA-Heft Nr. 223. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA), Frankfurt am Main (1986).
- [Koh05] Kohn, W.: Statistik - Datenanalyse und Wahrscheinlichkeitsrechnung. Springer, Berlin (2005).
- [Kol10] Koller, P.; Tobie, T.; Höhn, B.-R.: Steigerung der Zahnflankentragfähigkeit durch Kombination von Strahlbehandlung und Finishingprozess - Optimierung Zahnflankentragfähigkeit, Abschlussbericht, Forschungsvorhaben Nr. 521, FVA-Heft Nr. 957. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA), Frankfurt am Main, Heft 957 (2010).
- [Kön17a] König, J.; Tobie, T.; Stahl, K.: Tragfähigkeit gestrahlter und gleitgeschliffener Zahnflanken unter besonderer Berücksichtigung des Randzonen- und des Schmierfilmzustands - Optimierung Flankentragfähigkeit II, Abschlussbericht, Forschungsvorhaben Nr. 521 II, FVA-Heft Nr. 1245. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA), Frankfurt am Main (2017).
- [Kru02] Krug, T.; Laue, S.; Lang, K.-H.; Bomas, H.: Strukturmechanische Untersuchungen zum Randschichteinfluss auf Rissbildung und -ausbreitung bei einsatzgehärteten Stählen - Randschichtschädigung - Zahnfußfestigkeit, Abschlussbericht, Forschungsvorhaben Nr. 311 I+II, FVA-Heft Nr. 669. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA), Frankfurt am Main (2002).
- [Lan14] Langheinrich, A.: Geometrie, Beanspruchung und Verformung asymmetrischer Stirnradverzahnungen, Dissertation, Technische Universität München (2014).
- [Ler98] Lerche, W.; Lohrmann, M.; Edenhofer, B.; Gräfen, W.; Bouwman, J. W.: Mikrostrukturelle Erscheinungen in der Randschicht einsatzgehärteter Bauteile. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 29. Heft: 11, S. 679–685 (1998).
- [Liu09a] Liu, Y.; Wang, M.; Shi, J.; Hui, W.; Fan, G.; Dong, H.: Fatigue properties of two case hardening steels after carburization. International Journal of Fatigue 31. Heft: 2, S. 292–299 (2009).
- [Liu09b] Liu, Y. B.; Yang, Z. G.; Li, Y. D.; Chen, S. M.; Li, S. X.; Hui, W. J.; Weng, Y. Q.: Dependence of fatigue strength on inclusion size for high-strength steels in very high cycle fatigue regime. Materials Science and Engineering: A 517. Heft: 1-2, S. 180–184 (2009).

- [Lom11] Lombardo, S.; Steinbacher, M.; Tobie, T.; Clausen, B.: Carbozahn - Carbonitrieren von verzahnten Getriebebauteilen, Abschlussbericht, Forschungsvorhaben Nr. 513 I, FVA-Heft Nr. 970. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA), Frankfurt am Main (2011).
- [Lom14] Lombardo, S.; Tobie, T.; Höhn, B.-R.: Zahnradstähle weltweit - Referenzwerte zur Zahnradtragfähigkeit moderner Zahnradstähle im Weltmarkt - Teil I, Abschlussbericht, Forschungsvorhaben Nr. 610 I, FVA-Heft Nr. 1042. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA), Frankfurt am Main (2014).
- [Mac85] Macherauch, E.; Wohlfahrt, H.: Ermüdungsverhalten metallischer Werkstoffe - Eigenspannungen und Ermüdung. Verl. DGM Informationsges, Oberursel (1985).
- [Mal92] Mallener, H.; Schulz, M.: Wärmebehandlung von Zahnrädern. AWT-Tagung, Suhl, 06.-07.Mai 1992, S. 93–110 (1992).
- [Mat06] Matsumura, S.; Hamasaka, N.: High Strength and Compactness of Gears by WHSP (Double Hard Shot Peening) Technology. Komatsu Technical Report. Heft: Vol. 52 No. 158, S. 1–5 (2006).
- [Mei19] Meis J.A.; Teklote, F.; Borowski, M.: Simulation of the tooth root strength under consideration of material quality, finishing process and size effect. International Conference on Gears 2019 International Conference on High Performance Plastic Gears 2019 International Conference on Gear Production 2019, Garching. VDI (2019).
- [Mel91] Melander, A.; Rolfsson, M.; Nordgren, A.; Jansson, B.; Hedberg, H.; Lund, T.: Influence of inclusion contents on fatigue properties of SAE 52100 bearing steels. Scandinavian Journal of Metallurgy 20, S. 229–244 (1991).
- [Moh16] Mohrbacher, H.: Metallurgical concepts for optimized processing and properties of carburizing steel. Advances in Manufacturing 4. Heft: 2, S. 105–114 (2016).
- [Mur02] Murakami, Y.: Metal fatigue - Effects of small defects and nonmetallic inclusions. Elsevier, Amsterdam, 1. ed. (2002).
- [Mur14] Murakami, Y.; Yamashita, Y.: Prediction of Life and Scatter of Fatigue Failure Originated at Nonmetallic Inclusions. Procedia Engineering 74, S. 6–11 (2014).
- [Nie03] Niemann, G.; Winter, H.: Maschinenelemente - Band 2: Getriebe allgemein, Zahnradgetriebe - Grundlagen, Stirnradgetriebe. Springer Vieweg; Imprint, Berlin, Heidelberg, Zweite, völlig neubearbeitete Auflage (2003).
- [Oda89] Oda, S.; Koide, T.; Matsui, M.; Yamamoto, Y.: The effect of intergranular oxidation on the bending fatigue strength of case-hardened gears. JSME international journal. Ser. 3, Vibration, control engineering, engineering for industry 32. Heft: 3, S. 455–459 (1989).
- [Olm10] Olmi, G.; Comandini, M.; Freddi, A.: Fatigue on Shot-Peened Gears: Experimentation, Simulation and Sensitivity Analyses. Strain 46. Heft: 4, S. 382–395 (2010).
- [Pac89] Pacheco, J. L.; Krauss, G.: Microstructure and high bending fatigue strength in carburized steel. Journal of Heat Treating 7. Heft: 2, S. 77–86 (1989).

- [Pao17a] Paolino, D. S.; Tridello, A.; Chiandussi, G.; Rossetto, M.: A general model for crack growth from initial defect in Very-High-Cycle Fatigue. *Procedia Structural Integrity* 3, S. 411–423 (2017).
- [Pao17b] Paolino, D. S.; Tridello, A.; Chiandussi, G.; Rossetto, M.: A general statistical model for the description of the hydrogen assisted crack initiation in the VHCF regime (2017).
- [Ped61] Pedersen, R.; Rice, L.: Case Crushing of Carburized and Hardened Gears. *Transactions SAE*, S. 370–380 (1961).
- [Pet16] Petr, K.: Load Capacity of Dynamically Loaded Gears with Different Case-Hardened Depth. *Applied Mechanics and Materials* 827, S. 193–196 (2016).
- [Pol18] Pollaschek, J.; Weber, C.; Löpenhaus, C.; Tobie, T.; Brecher, C.; Stahl, K.: Lokale Zahnfußtragfähigkeit von Stirnrädern bei Biegewechselbelastung, Abschlussbericht, Forschungsvorhaben Nr. 718 I, FVA-Heft Nr. 1280. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA), Frankfurt am Main (2018).
- [Rad07] Radaj, D.; Vormwald, M.: *Ermüdungsfestigkeit - Grundlagen für Ingenieure*. Springer, Berlin [u.a.] (2007).
- [Ran08] Ranc, N.; Wagner, D.; Paris, P. C.: Study of thermal effects associated with crack propagation during very high cycle fatigue tests. *Acta Materialia* 56. Heft: 15, S. 4012–4021 (2008).
- [Ran69] Randak, A.; Eberbach, R.: Einfluß der Austenit-Korngröße auf einige Eigenschaften des Stahles 16MnCr5. *HTM. Härtereitechnische Mitteilungen* 1969 (1969).
- [Ree13] Reese, G.: Heat Treatment of Large Components. *AGMA Technical Paper* 13FTM22 (2013).
- [Ret69] Rettig, H.: Einsatzgehärtete Zahnräder. *VDI-Z* 111, S. 274–284 (1969).
- [Ret87] Rettig, H.: Ermittlung von Zahnfußfestigkeit-Kennwerten auf Verspannungsprüfständen und Pulsatoren. *Antriebstechnik* 26. Heft: 2, S. 51–55 (1987).
- [Rot13] Roth, M., A.; Paetzold, K.; Roth, Z.: Development and experimental investigation of a bionic tooth root contour (2013).
- [Sad17] Saddei, P.; Schurer, S.; Güntner, C.; Steinbacher, M.; Tobie, T.; Zoch, H.-W.; Stahl, K.: Randschichtgefüge - Alternative mehrphasige Randschichtgefüge beim Einsatzhärten zur Steigerung der Festigkeitseigenschaften von verzahnten Getriebebauteilen, Abschlussbericht, Forschungsvorhaben Nr. 513 III, FVA-Heft Nr. 1248. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA), Frankfurt am Main (2017).
- [Sak11] Sakai, T.; Li, W.; Lian, B.; Oguma, N.: Review and new analysis on fatigue crack initiation mechanisms of interior inclusion-induced fracture of high strength steels in very high cycle regime. C.Berger and H.-J.Christ (Eds.), *Proc. of the Int. Conf. VHCF5*, S. 19–26 (2011).
- [Sau90] Sauter, J.; Schmidt, I.; Schulz, M.: Einflussgrößen auf die Leistungsfähigkeit ein-
satzgehärteter Zahnräder. *HTM 1990*. HTM 1990 (1990).

- [Sch16] Schurer, S.: Einfluss nichtmetallischer Einschlüsse in hochreinen Werkstoffen auf die Zahnfußtragfähigkeit, Dissertation, Technische Universität München (2016).
- [Sch15] Schurer, S.; Tobie, T.; Stahl, K.: Tragfähigkeitsgewinn im Zahnfuß durch hochreine Stähle - Späte Zahnfußbrüche/Reinheitsgrad, Abschlussbericht, Forschungsvorhaben Nr. 293 III, FVA-Heft Nr. 1148. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA), Frankfurt am Main (2015).
- [Sta99] Stahl, K.; Michaelis, K.; Höhn, B.-R.; Winter, H.: Lebensdauerstatistik, Abschlussbericht, Forschungsvorhaben Nr. 304 I, FVA-Heft Nr. 580. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA), Frankfurt am Main (1999).
- [Ste07] Stenico, A.: Werkstoffmechanische Untersuchungen zur Zahnfußtragfähigkeit einsatzgehärteter Zahnräder, Dissertation, Technische Universität München (2007).
- [Ste04a] Stenico, A.; Krug, T.; Oster, P.; Lang, K.-H.; Höhn, B.-R.; Löhe, D.: Eigenspannungen Zahnfuß - Eigenspannungseinfluss auf die Zahnfußtragfähigkeit kleinmoduliger Zahnräder, Abschlussbericht, Forschungsvorhaben Nr. 369 I+II, FVA-Heft Nr. 745. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA), Frankfurt am Main (2004).
- [Ste06] Stenico, A.; Vetterlein, J.; Tobie, T.; Hoffmann, F.; Höhn, B.-R.; Mayr, P.; Zoch, H.-W.: Zahnfußkernfestigkeit - Einfluss der Kernfestigkeit auf die Zahnfußtragfähigkeit einsatzgehärteter Zahnräder, Abschlussbericht, Forschungsvorhaben Nr. 425 I+II, FVA-Heft Nr. 792. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA), Frankfurt am Main (2006).
- [Ste12] Stephanskiy, L. G.: Cumulative model of very high cycle fatigue. *Fatigue Fracture of Engineering Materials and Structures* 35. Heft: 6, S. 513–522 (2012).
- [Ste04b] Steutzger, M.: Einfluß der Baugröße auf die Zahnfußtragfähigkeit einsatzgehärteter Stirnräder, Dissertation, Technische Universität München (2004).
- [Ste02] Steutzger, M.; Hirsch, T.; Oster, P.; Höhn, B.-R.; Mayr, P.: Verformungsgrad - Einfluss des Verformungsgrades auf die Zahnfußtragfähigkeit, Abschlussbericht, Forschungsvorhaben Nr. 293 I+II, FVA-Heft Nr. 653. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA), Frankfurt am Main (2002).
- [Ste97] Steutzger, M.; Suchandt, T.; Stahl, K.: Größeneinfluss auf die Zahnfußfestigkeit, Abschlussbericht, Forschungsvorhaben Nr. 162, FVA-Heft Nr. 529. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA), Frankfurt am Main (1997).
- [Sun12] Sun, C.; Xie, J.; Zhao, A.; LEI, Z.; HONG, Y.: A cumulative damage model for fatigue life estimation of high-strength steels in high-cycle and very-high-cycle fatigue regimes. *Fatigue Fracture of Engineering Materials and Structures* 35. Heft: 7, S. 638–647 (2012).
- [Tan82] Tanaka, K.; Mura, T.: A Theory of Fatigue Crack Initiation at Inclusions. *Metallurgical Transactions A* 13A, S. 117–123 (1982).
- [Tob01a] Tobie, T.: Zur Grübchen- und Zahnfußtragfähigkeit einsatzgehärteter Zahnräder, Dissertation, Technische Universität München (2001).

- [Tob17] Tobie, T.; Hippenstiel, F.; Mohrbacher, H.: Optimizing Gear Performance by Alloy Modification of Carburizing Steels. *Metals* 7. Heft: 10, S. 415 (2017).
- [Tob12] Tobie, T.; Matt, P.: Vereinheitlichung von Tragfähigkeitsversuchen - Empfehlungen zur Vereinheitlichung von Tragfähigkeitsversuchen an vergüteten und gehärteten Zylinderrädern, FVA Richtlinie 563 I (2012).
- [Tob01b] Tobie, T.; Oster, P.; Höhn, B.-R.: Härtetiefe-Großzahnräder - Einfluss der Einsatzhärtetiefe auf die Grübchen und Zahnfußtragfähigkeit großer Zahnräder, Abschlussbericht, Forschungsvorhaben Nr. 271, FVA-Heft Nr. 622. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA), Frankfurt am Main (2001).
- [Tob02] Tobie, T.; Schwienbacher, S.; Oster, P.; Höhn, B.-R.: Wärmebehandlung Großzahnräder - Wirtschaftliches Einsatzhärten von Großzahnradern, Abschlussbericht, Forschungsvorhaben Nr. 373 I, FVA-Heft Nr. 700. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA), Frankfurt am Main (2002).
- [Web19] Weber, C.; Tobie, T.; Stahl, K.: Rapid and Precise Manufacturing of Special Invo-lute Gears for Prototype Testing. *AGMA Technical Paper*. Heft: 19FTM20 (2019).
- [Weg16] Wegst, M.; Wegst, C. W.: *Stahlschlüssel - Key to Steel*. Verlag Stahlschlüssel Wegst GmbH, Marbach, 24. Auflage - Edition 2016 (2016).
- [Wei99a] Weigand, U.: *Werkstoff- und Wärmebehandlungseinflüsse auf die Zahnfußtragfähigkeit*, Dissertation, Technische Universität München (1999).
- [Wei99b] Weigand, U.; Oster, P.; Höhn, B.-R.: Steigerung der Zahnfußtragfähigkeit durch Reinigungsstrahlen, Abschlussbericht, Forschungsvorhaben Nr. 213 I+II, FVA-Heft Nr. 575. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA), Frankfurt am Main (1999).
- [Wic17] Wickborn, C.: *Erweiterung der Flankentragfähigkeitsberechnung von Stirnrädern in der Werkstofftiefe - Einfluss von Werkstoffeigenschaften und Werkstoffdefekten*, Dissertation, Technische Universität München (2017).
- [Wic13] Wickborn, C.; Hepermann, P.; Tobie, T.; Tenberge, P.; Stahl, K.: Flankentragfähigkeit Werkstofftiefe II - Entwicklung eines erweiterten Berechnungsverfahrens zur Ermittlung optimaler Zahnflankenfähigkeit bis in den Bereich großer Werkstofftiefen - Ergänzungsversuche zur Verifizierung an größeren Zahnradern, Abschlussbericht, Forschungsvorhaben Nr. 556 II, FVA-Heft Nr. 1069. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA), Frankfurt am Main (2013).
- [Wis00] Wise, J. P.; Krauss, G.; Matlock, D. K.: *Microstructure and Fatigue Resistance of Carburized Steels*. ASM International. 20th ASM Heat Treating Society Conference Proceedings (2000).
- [Wit12a] Witzig, J.: *Flankenbruch - Eine Grenze der Zahnradtragfähigkeit in der Werkstofftiefe*, Dissertationen, Technische Universität München (2012).
- [Wit12b] Witzig, J.; Tobie, T.; Stahl, K.: Flankentragfähigkeit - Werkstofftiefe - Entwicklung eines erweiterten Berechnungsverfahrens zur Ermittlung optimaler Zahnflanken-tragfähigkeit bis in den Bereich großer Werkstofftiefen, Abschlussbericht, For-schungsvorhaben Nr. 556 I, FVA-Heft Nr. 1000. Forschungsvereinigung Antriebs-technik e.V. (FVA), Frankfurt am Main (2012).

- [Wri09] Wright, J. A.; Sebastian, J. T.; Kern, C. P.; Kooy, R. J.: Design, Development and Application of New, High-Performance Gear Steels. AGMA Technical Paper 2009 (2009).
- [Yos86] Yoshida, A.; Fujita, K.; Kanehara, T.; Ota, K.: Effect of case depth on fatigue strength of case-hardened gears. Bulletin of JSME Vol. 29. Heft: No. 247 (1986).

13.3 Internetseiten

- [Sta20] Stahlschlüssel: Wissenswertes über die Legierungs- und Begleitelemente im Stahl. Abrufdatum 10.10.2020.

13.4 Sonstige

- [Dob14] Dobler, F.; Tobie, T.; Stahl, K.: Influence of Material and Heat Treatment on the Gear Load Carrying Capacity of Case Carburized Gears, Karlsruhe, 2014 (2014).
- [Hei13] Hein, M.: Betriebsfeste Zahnradgetriebe - FVA-Seminar „Betriebsfestigkeit“, Mannheim, Dezember 2013 (2013).
- [Kön17b] König, J.; Tobie, T.; Stahl, K.: Grundlagen der Tragfähigkeitsberechnung, 2017. FVA-Grundlagenseminar (2017).

A Anhang

A.1 Ergänzende Angaben zum Stand des Wissens

- Eigenspannungszustand

Hinsichtlich der Strahlbehandlung wird im Allgemeinen zwischen Reinigungsstrahlen und kontrolliertem Kugelstrahlen (Festigkeitsstrahlen) unterschieden. Ziel und Anwendung des Reinigungsstrahlens ist es, die Zunderschicht nach der Wärmebehandlung zu entfernen und damit das Bauteil zu reinigen. Häufig kommt hierzu eine Schleuderradanlage zum Einsatz, die mit Stahldrahtkorn, Aluminiumoxid, Glaskugeln oder Sand (vgl. ISO 6336-5 [ISO16]) bestückt ist. Der Prozess an sich ist nicht definiert und es wird in der Regel auch nur die Schleuderradgeschwindigkeit überwacht und die Strahlzeit aufgezeichnet. Als positiver Nebeneffekt werden durch diesen Prozess abhängig vom verwendeten Strahlgut und weiteren Prozessparametern oberflächennah Druckeigenspannungen eingebracht. Dies kann sich positiv auf die Zahnradtragfähigkeit auswirken. Beim kontrollierten Kugelstrahlen (Festigkeitsstrahlen) werden hingegen sämtliche Parameter überwacht und aufgezeichnet, hierunter zählen unter anderem Strahlmittel (Größe, Härte und Kornform), Überdeckungsgrad und Intensität. Das kontrollierte Kugelstrahlen zeichnet sich durch höhere erzielbare Druckeigenspannungen sowie eine höhere Prozesssicherheit im Vergleich zum Reinigungsstrahlen aus. Die Anforderungen an die Mindestüberwachung des Prozesses sind in SAE AMS 2430 [SAE18], SAE AMS 2432 [SAE13] oder SAE J 2441 [SAE15] definiert. Bevor das eigentliche Bauteil gestrahlt wird, wird eine Messung der Intensität durchgeführt sowie das Bauteil entsprechend gereinigt. Das Strahlmittel und der gesamte Strahlprozess werden somit an die vorgegebenen Zielgrößen (Druckeigenspannungen, Lage des Maximums etc.) adaptiert, mit dem Ziel, die Tragfähigkeit zu steigern. Anzumerken ist, dass der Begriff des Reinigungsstrahlens in der Anwendung oft sehr weitläufig verwendet wird und damit teilweise auch mit dem Begriff des kontrollierten Kugelstrahlens vermischt bzw. gleichgesetzt wird.

A.2 Ergänzende Angaben zur Grundwerkstoffcharakterisierung

- Mechanische Kennwerte der Grundwerkstoffe

Des Weiteren umfasst die Werkstoffcharakterisierung auch die Ermittlung mechanischer Kennwerte wie Streckgrenze, Zugfestigkeit und Bruchdehnung. Die Ermittlung der mechanischen Kennwerte erfolgte im blindgehärteten Zustand. Dafür wurden alle Proben aus den unterschiedlichen Werkstoffen zunächst bei 860 °C für 120 min austenitisiert, im Öl abgeschreckt und bei 180°C für 240 min angelassen. Mit Ausnahme der Variante 18CrNiMo7-6+HL, bei der nur der Durchmesser 350 mm erprobt wurde, erfolgten die Untersuchungen für alle Varianten an beiden Durchmessern. Es zeigt sich, dass die Variante aus 26MnCrNiMo6-5-4 die höchsten Werte hinsichtlich Streckgrenze und Zugfestigkeit aufweist bei einer vergleichbaren Bruchdehnung zu den anderen Varianten. Die Kennwerte der Variante 18CrNiMo7-6+HH liegen etwas oberhalb der Variante 18CrNiMo7-6+HL mit vergleichbarem Durchmesser. Weiterhin ist festzuhalten, dass die Variante 17NiCrMo6-4 die geringste Streckgrenze und Zugfestigkeit aller untersuchter Varianten aufweist. Die Ergebnisse sowie weitere Kennwerte sind in Tabelle A.2.1 zusammengestellt. Ergänzend sind hier noch typische Kennwerte aus WEGST [Weg16] für den Werkstoff 16MnCr5 angegeben, die unterhalb der hier untersuchten Werkstoffe liegen.

Tabelle A.2.1: Mechanische Kennwerte

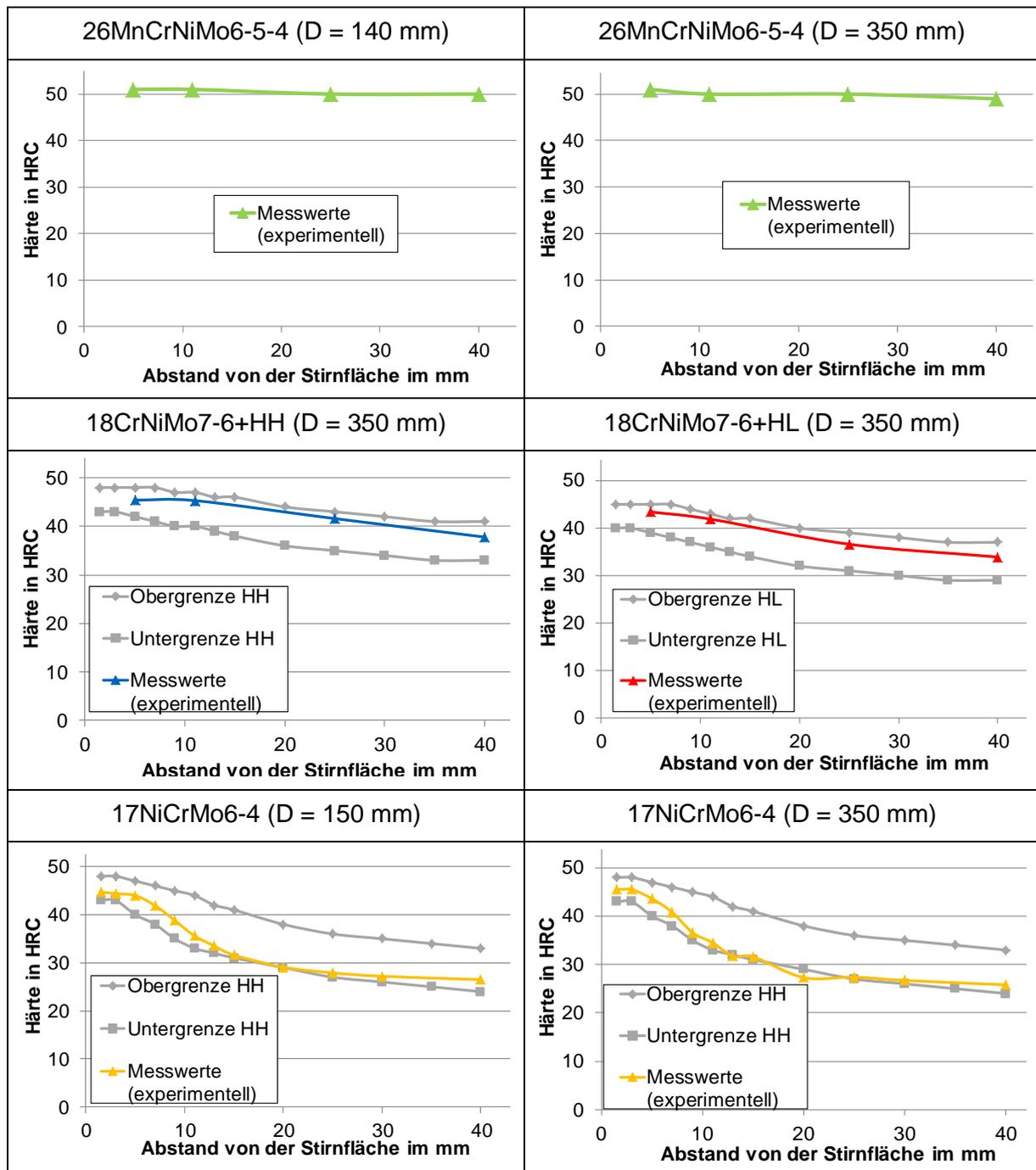
Werkstoff	R _{P0,2} in N/mm ²	R _m in N/mm ²	A in %	Z in %	Härte im Anlieferungszustand
26MnCrNiMo6-5-4* (D = 140 mm)	1311	1713	13	47	242 HB
26MnCrNiMo6-5-4* (D = 350 mm)	1251	1683	12	42	243 – 247 HB
18CrNiMo7-6+HH* (D = 140 mm)	1132	1483	13	56	217 HB
18CrNiMo7-6+HH* (D = 350 mm)	950	1355	11	51	190 HB
18CrNiMo7-6+HL* (D = 350 mm)	897	1217	15	62	205 HB
17NiCrMo6-4* (D = 150 mm)	651	929	18	62	168 HB
17NiCrMo6-4* (D = 350 mm)	655	941	15,7	51	k. A.
16MnCr5**	≥ 590	780 - 1080	≥ 8	≥ 35	156 – 207 HB

* Im blindgehärtetem Zustand ermittelt; D = 140 bzw. 150 mm: Längserprobung; D = 350 mm: Quererprobung;
 ** Angabe aus [Weg16]

- Jominy-Kurven

Nachfolgend sind die experimentell ermittelten Jominy-Kurven der einzelnen untersuchten Werkstoffe dargestellt. Diese sind jeweils – sofern vorhanden – in ihr jeweiliges Streuband eingeordnet. Bei den hier dargestellten Ergebnissen handelt es sich jeweils um den Mittelwert aus 2 Messreihen und sind in Tabelle A.2.2 dargestellt. Dabei sind für alle Werkstoffe die +HH-Streubänder eingetragen, mit Ausnahme der Variante 26MnCrNiMo6-5-4, da dieser Werkstoff nicht genormt ist und somit keine Grenzwerte vorliegen.

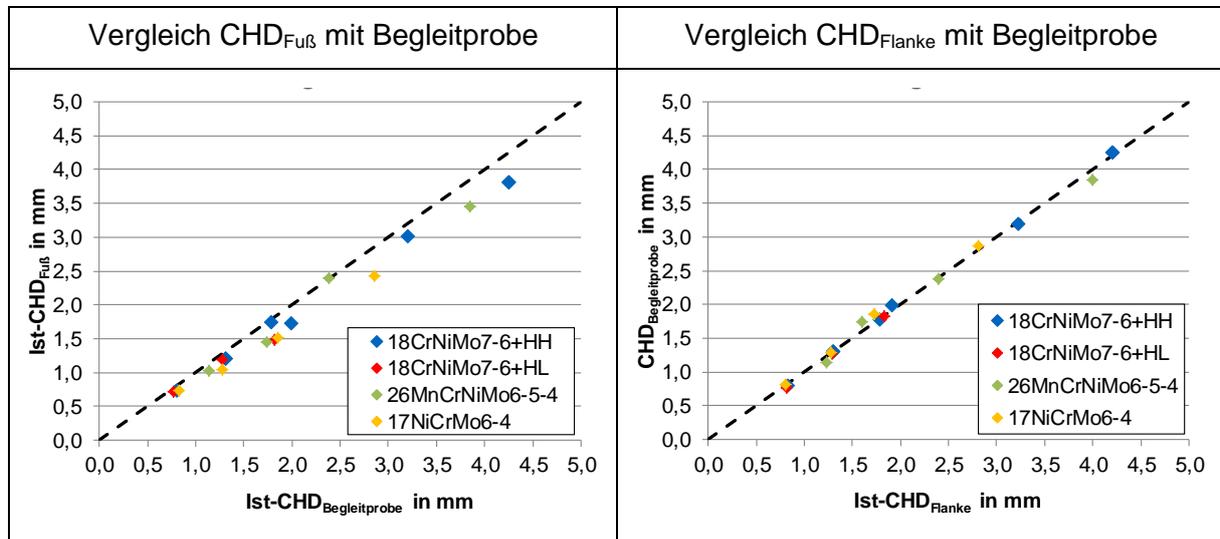
Tabelle A.2.2: Jominy-Kurven der einzelnen Werkstoffvarianten



A.3 Ergänzende Ergebnisse zur Wärmebehandlung

- Vergleich CHD Zahnradsegment und Begleitprobe

Tabelle A.3.1: Ergebnisse der Vorversuche zur Wärmebehandlung, durchgeführt an Zahnradsegmenten und Begleitproben



- Vergleich CHD Flanke-Fuß

Neben der Gegenüberstellung der $CHD_{Fu\beta,ist}$ -Werte mit den vorgegebenen $CHD_{Fu\beta,soll}$ -Werten, sollen auch die ermittelten $CHD_{Flanke,ist}$ -Werte mit den $CHD_{Fu\beta,ist}$ -Werten verglichen werden (siehe Bild A.3.1 und Bild A.3.2). Alle CHD-Werte wurden bei einer Grenzhärte von 550 HV1 ermittelt. Analog zu den Betrachtungen im Zahnfuß erfolgt dies auch für die Zahnflanke, zunächst in Abhängigkeit der Lage des untersuchten Prüfrades im Härtestapel.

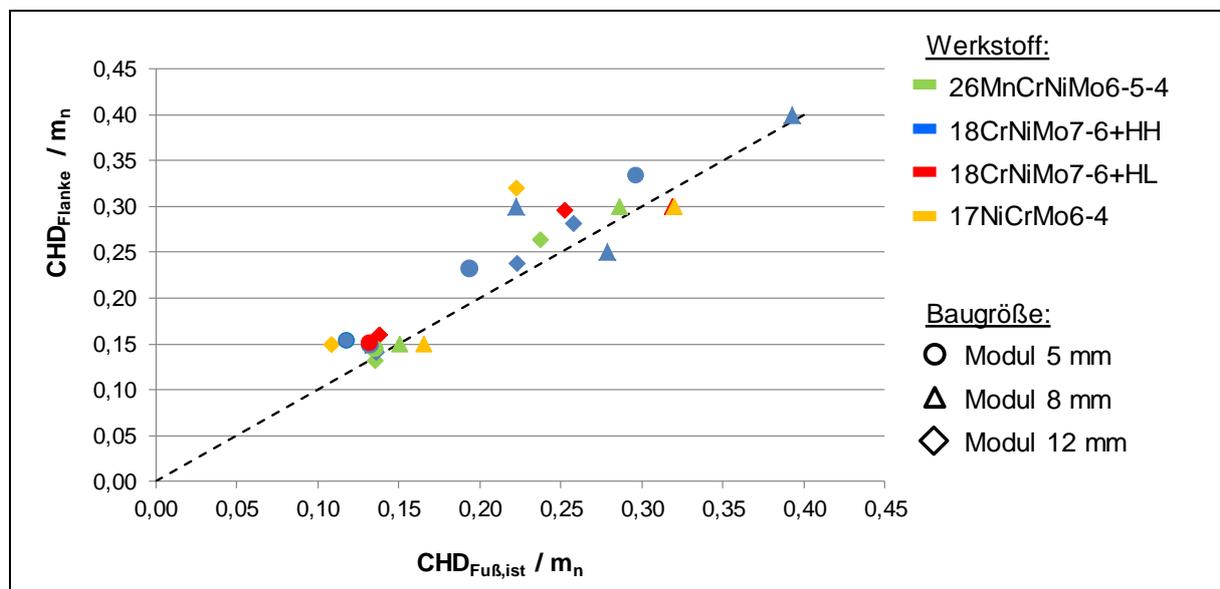


Bild A.3.1: Gegenüberstellung der ermittelten $CHD_{Fu\beta,ist}$ -Werte mit den ermittelten $CHD_{Flanke,ist}$ -Werten in Abhängigkeit der Lage des Prüfrades im gehärteten Stapel, hier am Rand bzw. nahe des Randes im gehärteten Stapel

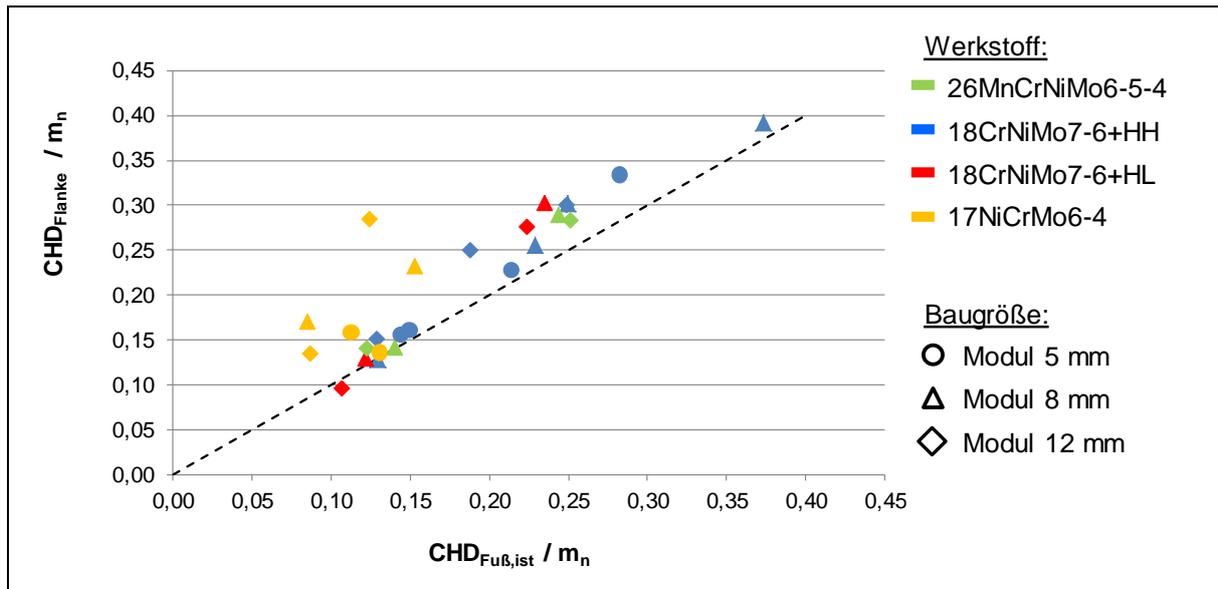


Bild A.3.2: Gegenüberstellung der ermittelten $CHD_{Fu\ddot{u}\beta,ist}$ -Werte mit den ermittelten $CHD_{Flanke,ist}$ -Werten in Abhängigkeit der Lage des Prüfrades im gehärteten Stapel, hier in der Mitte bzw. nahe der Mitte im gehärteten Stapel

Im oberen Bild sind die Ergebnisse der untersuchten Prüfräder dargestellt, die direkt am Rand bzw. im randnahen Bereich des Stapels lagen. Bei nahezu allen Varianten wurden auf der ungeschliffenen Zahnflanke höhere CHD-Werte im Vergleich zum Zahnfuß ermittelt. Im unteren Bild sind die Ergebnisse der untersuchten Prüfräder dargestellt, die in der Mitte bzw. in der Nähe der Mitte des Stapels lagen. Auch in dieser Lage im Stapel fallen die gemessenen $CHD_{Fu\ddot{u}\beta,ist}$ -Werte überwiegend geringer aus als die $CHD_{Flanke,ist}$ -Werte. Dieser Sachverhalt wurde vor allem bei den Varianten aus dem Werkstoff 17NiCrMo6-4 festgestellt, wobei sich hier z. T. größere Abweichungen ergeben und die Abweichungen hier z. T. noch etwas stärker ausfallen im Vergleich zu den untersuchten Prüfrädern, die am Rand bzw. im randnahen Bereich lagen. Hierbei scheint z. T. die unterschiedliche Härtebarkeit der einzelnen Werkstoffe eine Rolle zu spielen, da vor allem die Varianten aus dem Werkstoff 17NiCrMo6-4 (Varianten D) tendenziell viel höhere CHD-Werte auf der Flanke, verglichen mit den CHD-Werten im Zahnfuß, aufweisen.

A.4 Verzahnungsdaten

Geometrie- bzw. Fertigungsdaten zur Berechnung der Zahnfußtragfähigkeit (Pulsatorversuch)					
Verzahnung Typ:	Pulsatorrad				
Bezeichnung	Zeichen	Einheit	$m_n = 5 \text{ mm}$	$m_n = 8 \text{ mm}$	$m_n = 12 \text{ mm}$
Zähnezahl	z	-	24	38	25
Normalmodul	m_n	mm	5	8	12
Profilverschiebungsfaktor	x	-	0,49	0,53	0,50
Zahnbreite	b	mm	30		
Normaleingriffswinkel	α_n	°	20		
Zahnfußsehne an der 30°-Tangente	s_{Fn}	mm	10,88	18,36	26,64
Zahnfußrundung an der 30°-Tangente	ρ_F	mm	2,30	3,36	5,16
Einspannung über Zähne	z_e	-	4	6	5
Krafteingriffswinkel	α_{Fn}	°	22,5	23,7	28,8
Angabe zur Bearbeitung im Zahnfuß (gefräst, geschliffen, reinigungs- oder kugelgestrahlt)	Gefräst und reinigungsgestrahlt				
Maßgebende Rauheit im Zahnfuß	$R_{zFu\beta}$	μm	von 7,6 bis 8,8 μm	von 6,5 bis 10,9 μm	von 5,9 bis 12,7 μm
Formfaktor	Y_F	-	1,468	1,533	2,064
Spannungskorrekturfaktor	Y_s	-	2,045	2,086	1,846
Schrägenfaktor	Y_β	-	1,0		
Spannungskorrekturfaktor für die Abmessungen des Standard-Prüfrades	Y_{ST}	-	2,0		
relative Stützziffer	$Y_{\delta relT}$	-	0,999	1,002	1,001
relativer Oberflächenfaktor	$Y_{R relT}$	-	1,02...1,01	1,00...0,99	1,00...0,99
Großenfaktor für Zahnfußfestigkeit (nach Norm)	Y_X	-	1,00	0,97	0,93
Umrechnungsfaktor Kraft/Spannung	--	N/mm ² /kN	0,0188	0,0125	0,0099

A.5 Ergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit

A.5.1 Variante A (26MnCrNiMo6-5-4)

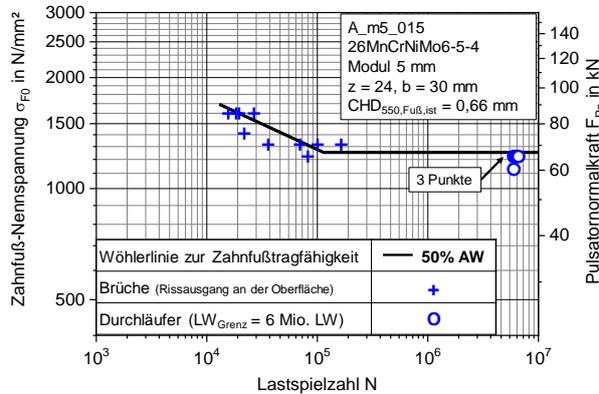


Bild A.5.1: Versuchsergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit der Variante A_m5_015

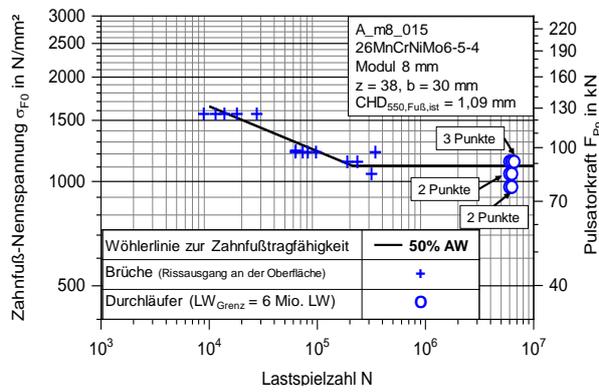


Bild A.5.2: Versuchsergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit der Variante A_m8_015

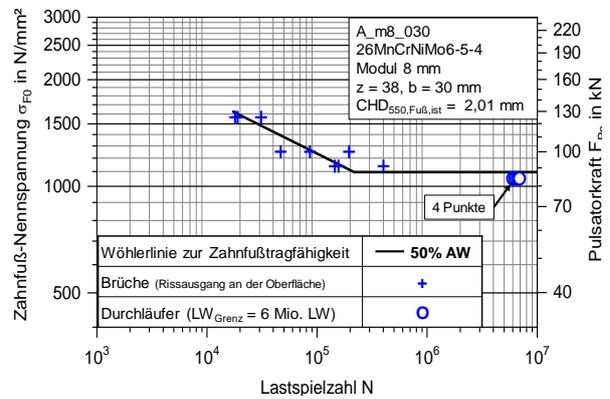


Bild A.5.3: Versuchsergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit der Variante A_m8_030

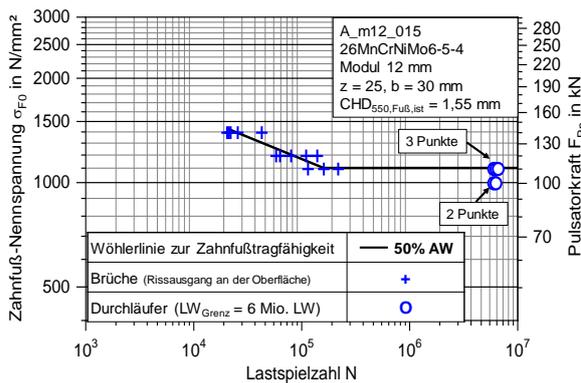


Bild A.5.4: Versuchsergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit der Variante A_m12_015

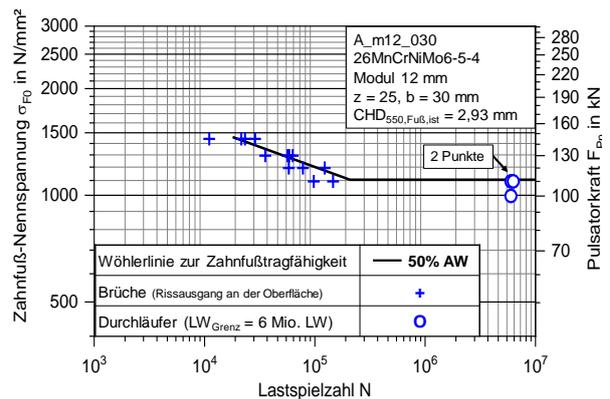


Bild A.5.5: Versuchsergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit der Variante A_m12_030

A.5.2 Variante B (18CrNiMo7-6+HH)

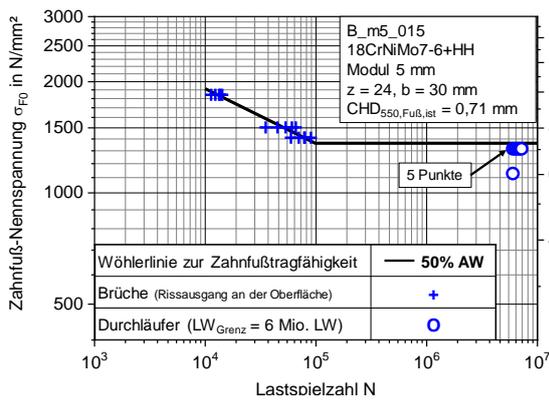


Bild A.5.6: Versuchsergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit der Variante B_m5_015

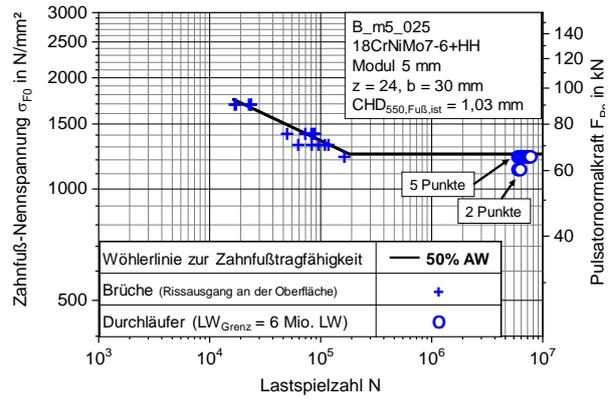


Bild A.5.7: Versuchsergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit der Variante B_m5_025

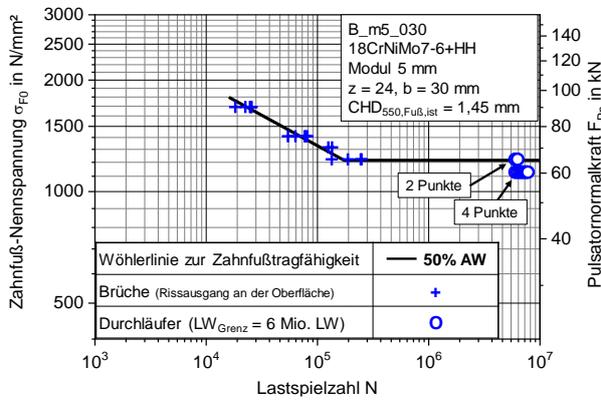


Bild A.5.8: Versuchsergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit der Variante B_m5_030

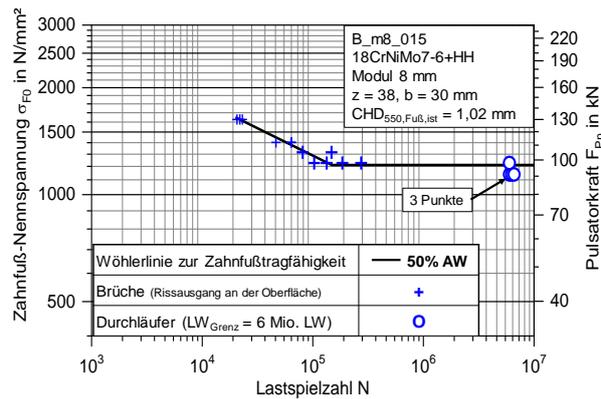


Bild A.5.9: Versuchsergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit der Variante B_m8_015

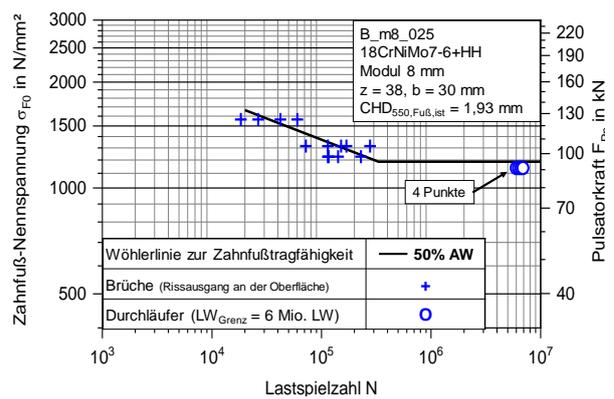


Bild A.5.10: Versuchsergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit der Variante B_m8_025

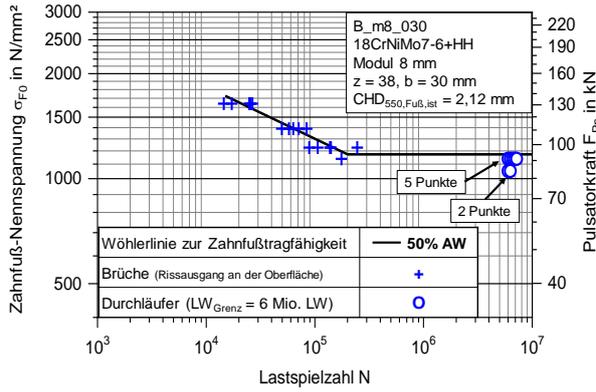


Bild A.5.11: Versuchsergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit der Variante B_m8_030

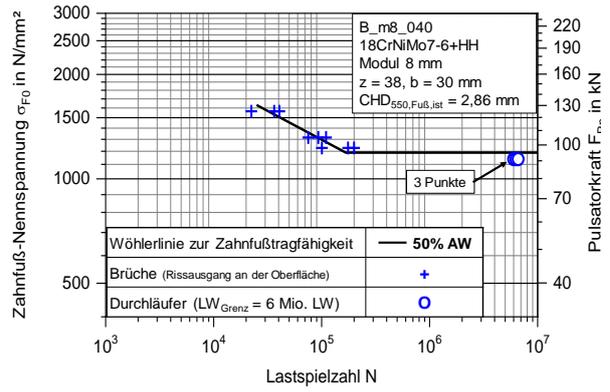


Bild A.5.12: Versuchsergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit der Variante B_m8_040

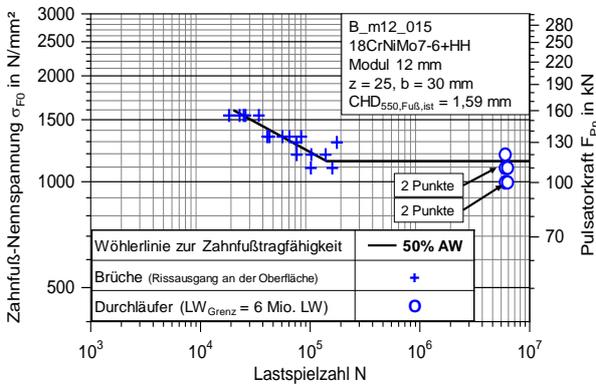


Bild A.5.13: Versuchsergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit der Variante B_m12_015

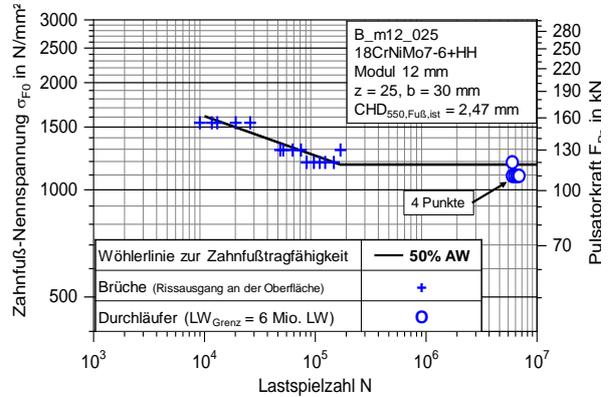


Bild A.5.14: Versuchsergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit der Variante B_m12_025

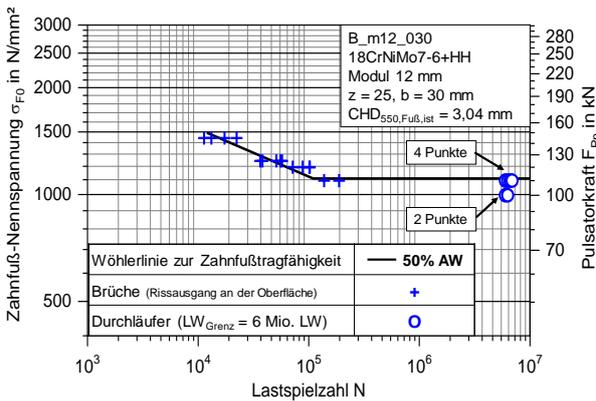


Bild A.5.15: Versuchsergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit der Variante B_m12_030

A.5.3 Variante C (18CrNiMo7-6+HL)

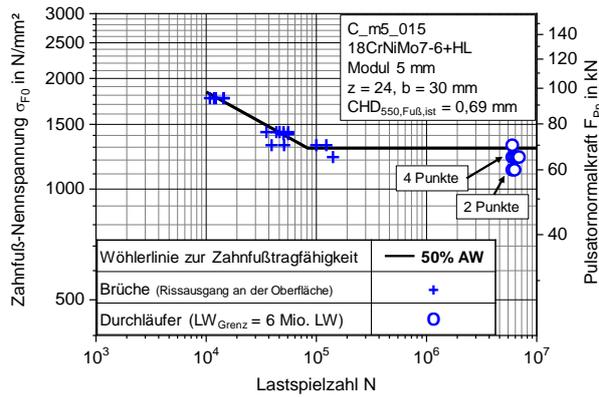


Bild A.5.16: Versuchsergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit der Variante C_m5_015

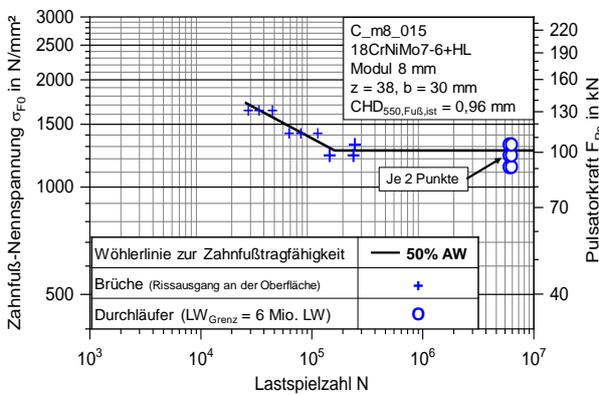


Bild A.5.17: Versuchsergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit der Variante C_m8_015

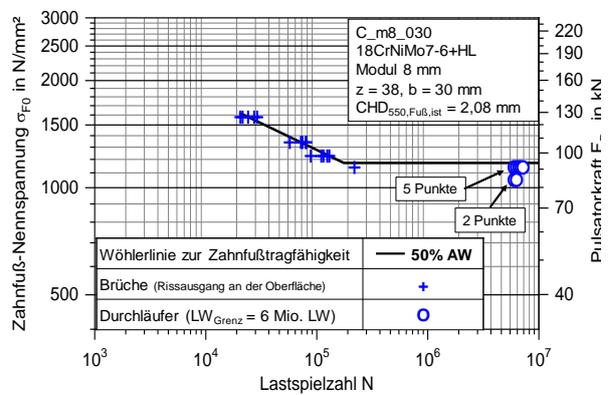


Bild A.5.18: Versuchsergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit der Variante C_m8_030

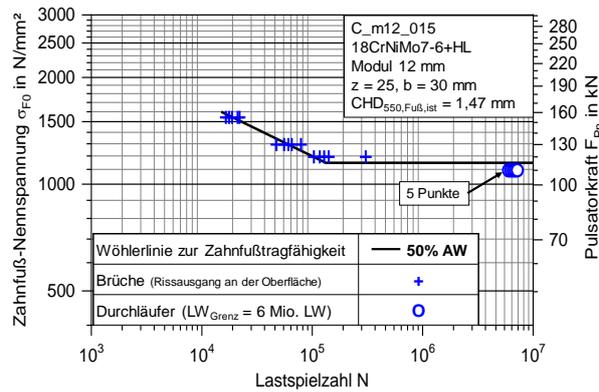


Bild A.5.19: Versuchsergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit der Variante C_m12_015

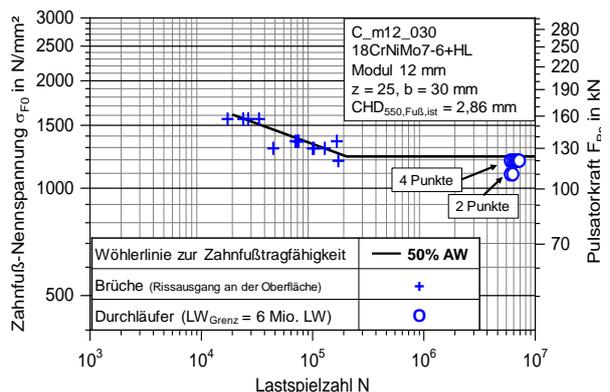


Bild A.5.20: Versuchsergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit der Variante C_m12_030

A.5.4 Variante D (17NiCrMo6-4)

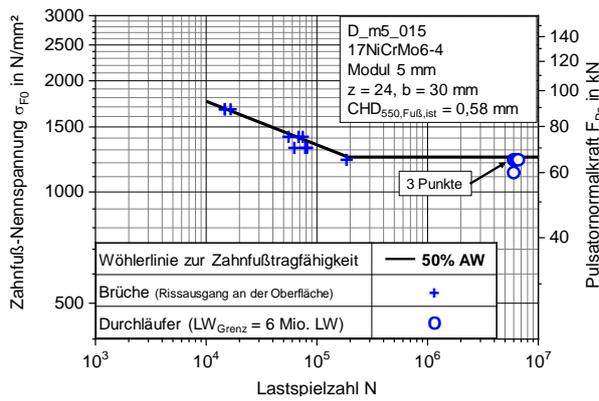


Bild A.5.21: Versuchsergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit der Variante D_m5_015

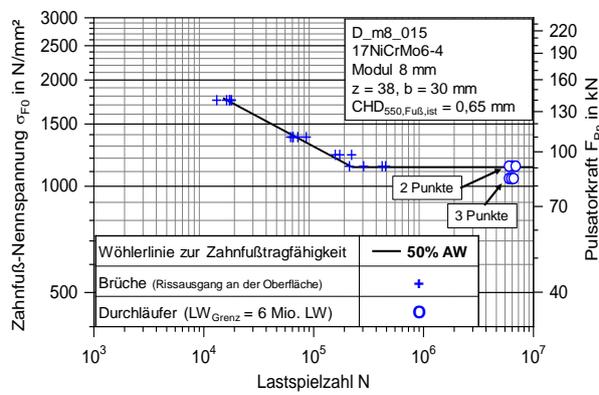


Bild A.5.22: Versuchsergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit der Variante D_m8_015

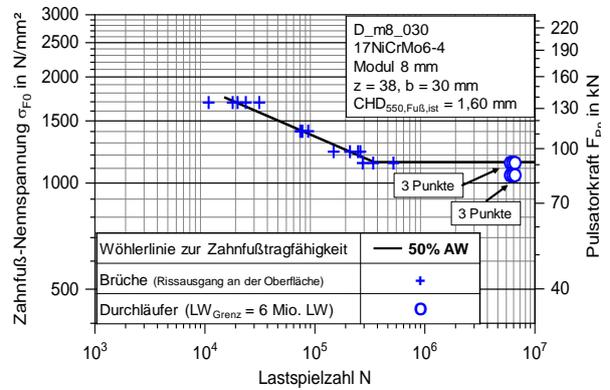


Bild A.5.23: Versuchsergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit der Variante D_m8_030

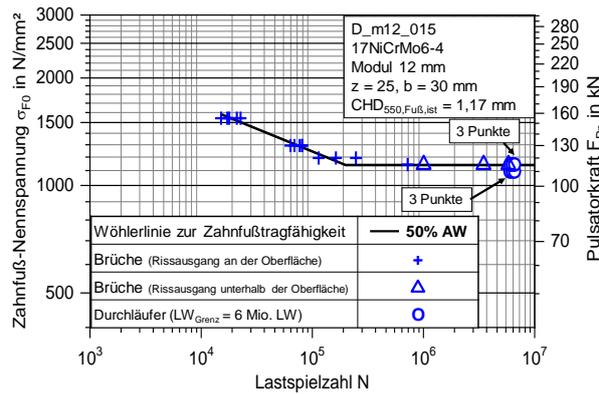


Bild A.5.24: Versuchsergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit der Variante D_m12_015

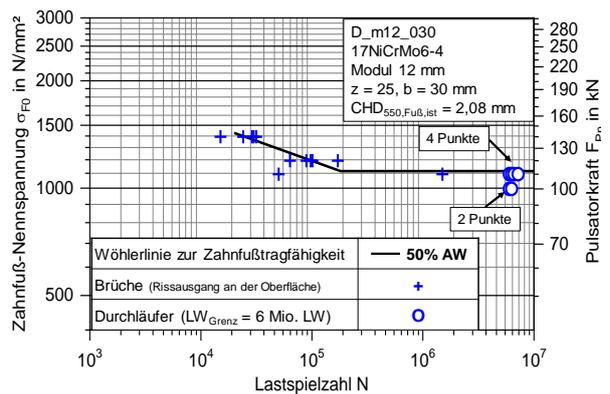


Bild A.5.25: Versuchsergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit der Variante D_m12_030

A.6 Zusammenfassung der Ergebnisse zur Zahnfußtragfähigkeit

Tabelle A.6.1: Kennwerte der ermittelten (Teil-) Wöhlerlinien zur Zahnfußtragfähigkeit aller Varianten (Ausfallwahrscheinlichkeit 50 %); * Teilbelegung der Wöhlerlinie, CHD = mittlere CHD

Variante	Werkstoff	CHD _{Fuß,ist} / m _n	$\sigma_{F0\infty,50\%}$ in N/mm ²	N _{D,50%}	k
A_m5_015*	26MnCrNiMo6-5-4	0,13	1254	114112	7,2
A_m8_015		0,14	1112	230209	8,0
A_m8_030*		0,25	1096	217625	6,4
A_m12_015		0,13	1102	159691	7,9
A_m12_030*		0,24	1105	207675	8,8
B_m5_015	18CrNiMo7-6+HH	0,14	1363	98349	6,7
B_m5_025		0,21	1244	180430	7,1
B_m5_030		0,29	1215	173362	6,1
B_m8_015*		0,13	1211	148964	6,5
B_m8_025*		0,24	1188	330133	8,3
B_m8_030		0,27	1160	200931	6,6
B_m8_040*		0,36	1189	167136	6,0
B_m12_015		0,13	1144	141515	5,9
B_m12_025		0,21	1177	168403	9,0
B_m12_030		0,25	1110	109681	7,5
C_m5_015		18CrNiMo7-6+HL	0,14	1266	89991
C_m8_015*	0,12		1253	160900	5,9
C_m8_030	0,26		1158	159430	6,3
C_m12_015	0,12		1149	132704	6,6
C_m12_030	0,24		1217	210997	9,1
D_m5_015*	17NiCrMo6-4	0,11	1243	191313	8,5
D_m8_015		0,08	1133	224560	6,0
D_m8_030		0,20	1146	346227	7,4
D_m12_015		0,10	1140	199139	7,9
D_m12_030		0,17	1116	181326	8,9

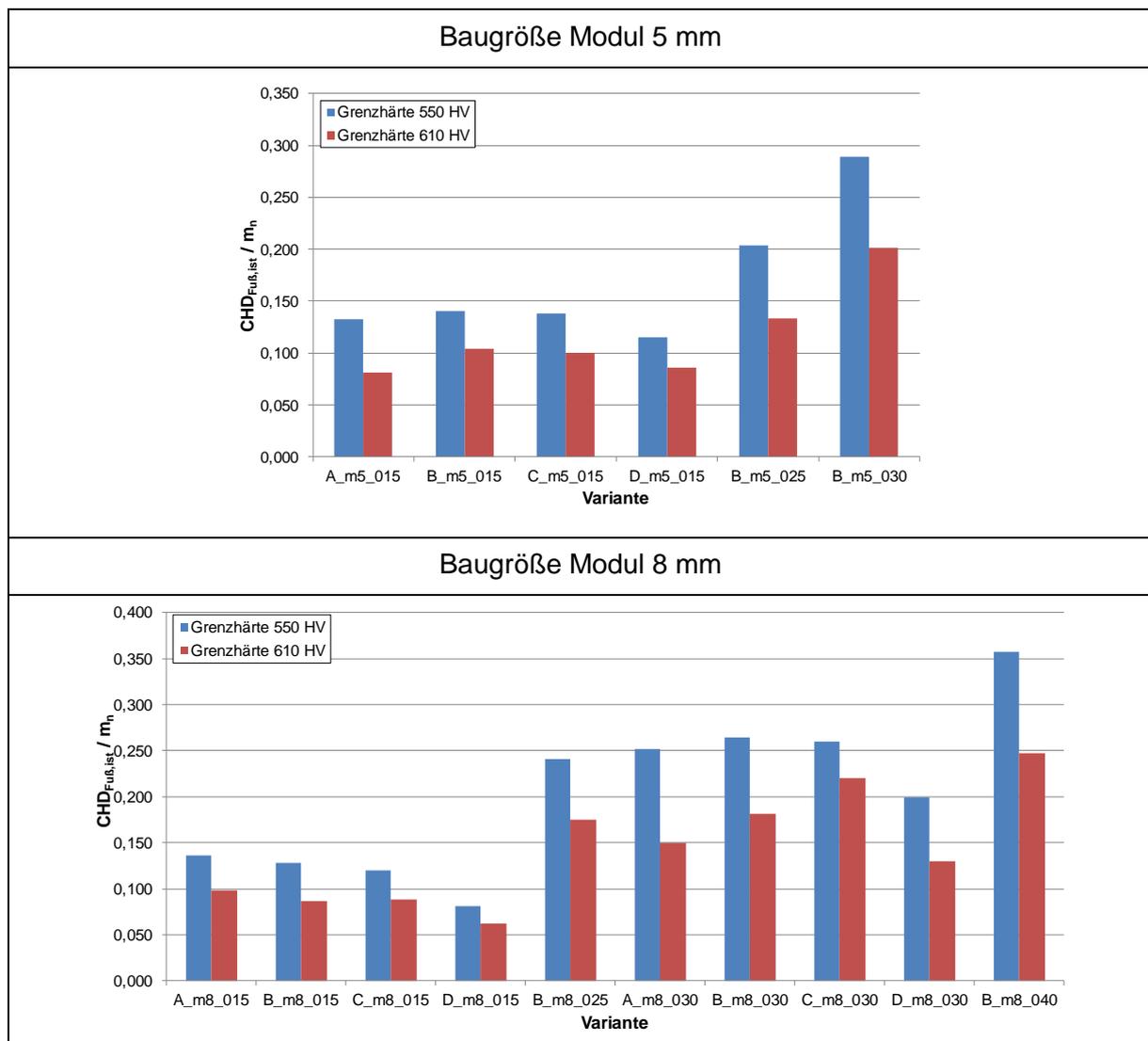
A.7 Ergebnisse der Härtemessungen

A.7.1 Einsatzhärtungstiefe bei einer Grenzhärte 610 HV

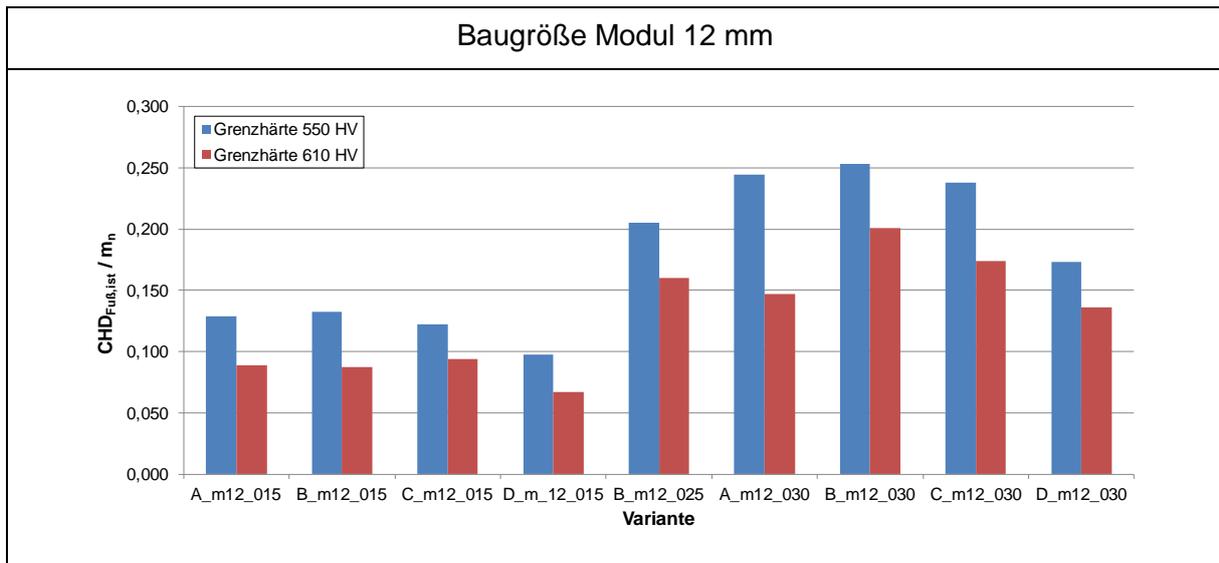
Wie die Ergebnisse aus Kapitel 5.3.3 belegen, zeigen alle Varianten A (unabhängig von der Baugröße) jeweils eine Kernhärte von etwa 500 HV₁₀. Auf Grund dieser hohen Kernhärte und einer Differenz von etwa 50 HV zur üblichen Grenzhärte von 550 HV₁ zur Bestimmung der CHD erfolgte eine ergänzende Bestimmung der CHD bei einer Grenzhärte von 610 HV₁. Nachfolgend werden in Tabelle A.7.1 die ermittelten CHD-Werte bezogen auf die Baugröße (Modul) für beide Grenzhärtewerte verglichen. Es handelt sich dabei um Mittelwerte aus allen Messungen.

Bei allen Varianten weisen die Ergebnisse unter Berücksichtigung üblicher Streuungen bei einer Grenzhärte von 610 HV₁ einen weitestgehend vergleichbaren Trend auf wie die Ergebnisse bei 550 HV₁.

Tabelle A.7.1: Gegenüberstellung der ermittelten $CHD_{Fu\ddot{u}\beta,ist}$ -Werte (Mittelwerte aus allen Messungen) bei einer Grenzhärte von 550 HV₁ bzw. 610 HV₁



Fortsetzung Tabelle A.7.1:



A.7.2 Ergebnisse der Härtemessungen (exemplarische Einzelmessungen)

Variante A (26MnCrNiMo6-5-4):

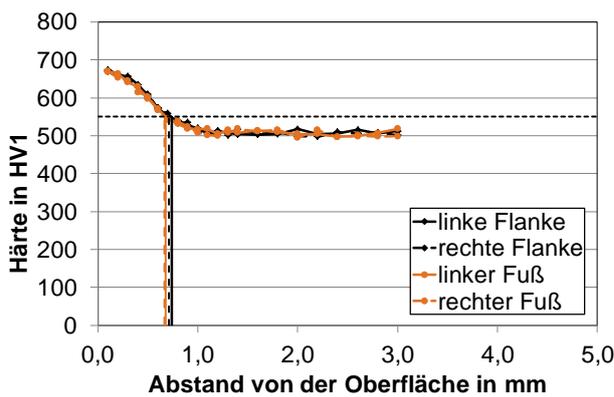


Bild A.7.1: Härtetiefenverlauf der Variante A_m5_015, Werkstoff 26MnCrNiMo6-5-4, aufgenommen an einem ungeschliffenen Pulsatorrad

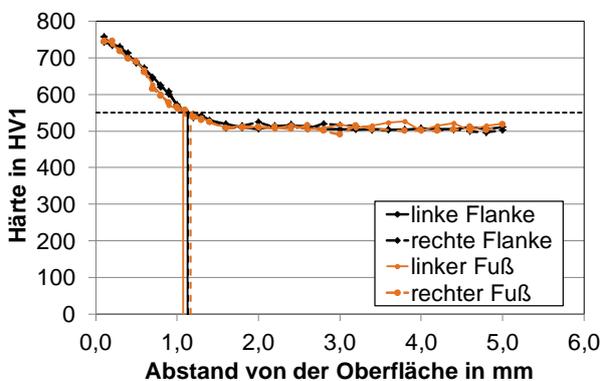


Bild A.7.2: Härtetiefenverlauf der Variante A_m8_015, Werkstoff 26MnCrNiMo6-5-4, aufgenommen an einem ungeschliffenen Pulsatorrad

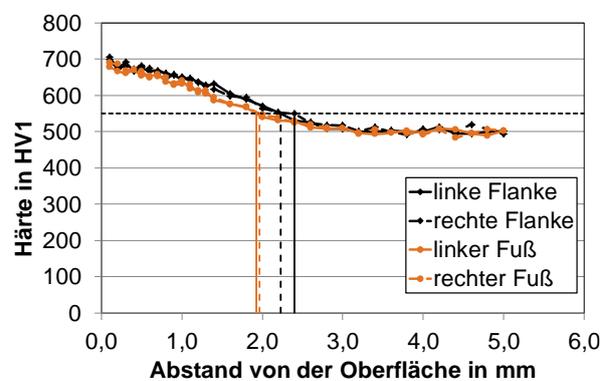


Bild A.7.3: Härtetiefenverlauf der Variante A_m8_030, Werkstoff 26MnCrNiMo6-5-4, aufgenommen an einem ungeschliffenen Pulsatorrad

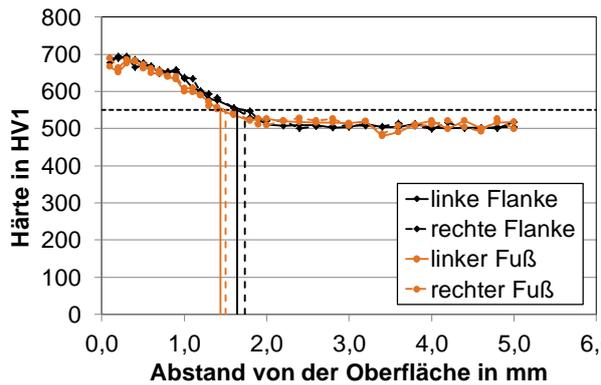


Bild A.7.4: Härtetiefenverlauf der Variante A_m12_015, Werkstoff 26MnCrNiMo6-5-4, aufgenommen an einem ungeschliffenen Pulsatorrad

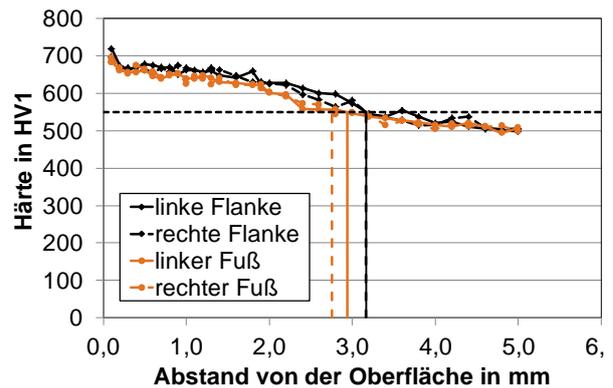


Bild A.7.5: Härtetiefenverlauf der Variante A_m12_030, Werkstoff 26MnCrNiMo6-5-4, aufgenommen an einem ungeschliffenen Pulsatorrad

Variante B (18CrNiMo7-6+HH):

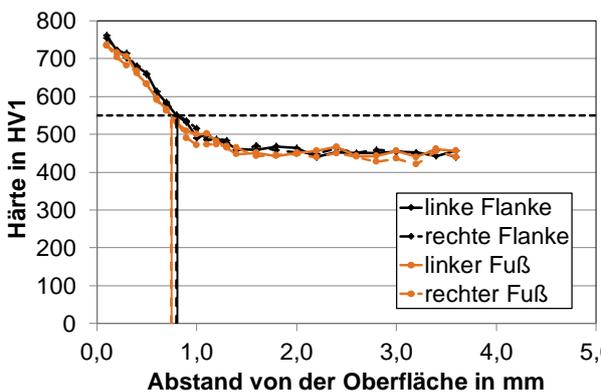


Bild A.7.6: Härtetiefenverlauf der Variante B_m5_015, Werkstoff 18CrNiMo7-6+HH, aufgenommen an einem ungeschliffenen Pulsatorrad

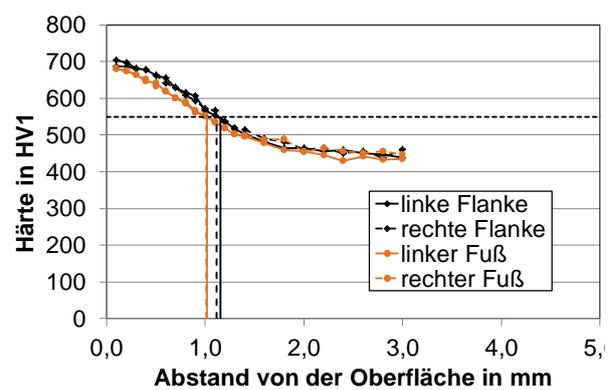


Bild A.7.7: Härtetiefenverlauf der Variante B_m5_025, Werkstoff 18CrNiMo7-6+HH, aufgenommen an einem ungeschliffenen Pulsatorrad

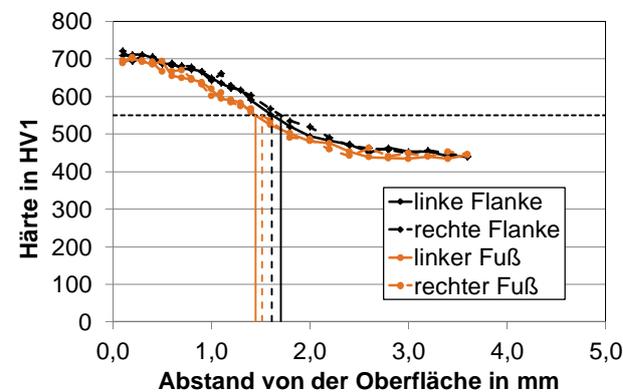


Bild A.7.8: Härtetiefenverlauf der Variante B_m5_30, Werkstoff 18CrNiMo7-6+HH, aufgenommen an einem ungeschliffenen Pulsatorrad

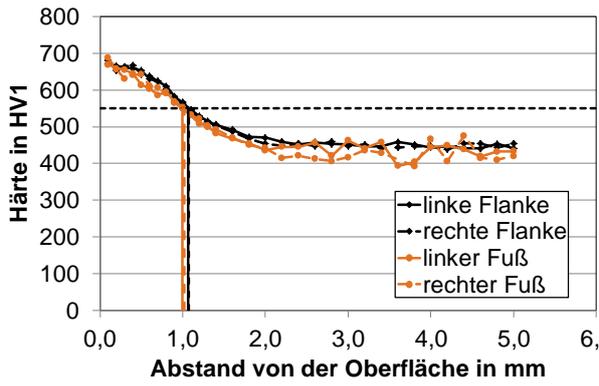


Bild A.7.9: Härtetiefenverlauf der Variante B_m8_015, Werkstoff 18CrNiMo7-6+HH, aufgenommen an einem ungeschliffenen Pulsatorrad

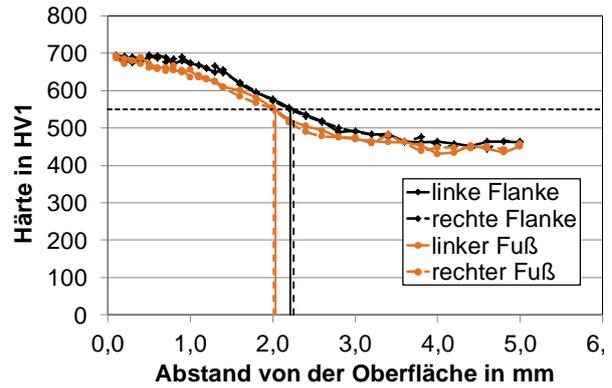


Bild A.7.10: Härtetiefenverlauf der Variante B_m8_025, Werkstoff 18CrNiMo7-6+HH, aufgenommen an einem ungeschliffenen Pulsatorrad

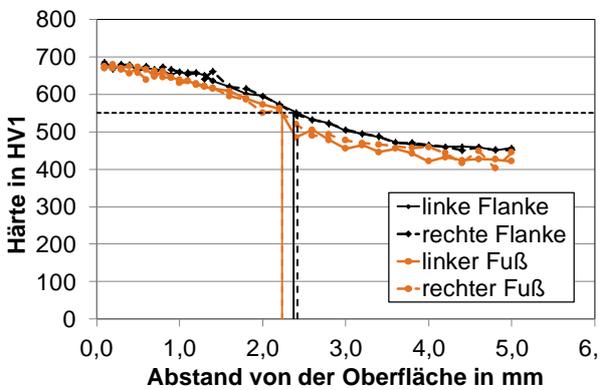


Bild A.7.11: Härtetiefenverlauf der Variante B_m8_030, Werkstoff 18CrNiMo7-6+HH, aufgenommen an einem ungeschliffenen Pulsatorrad

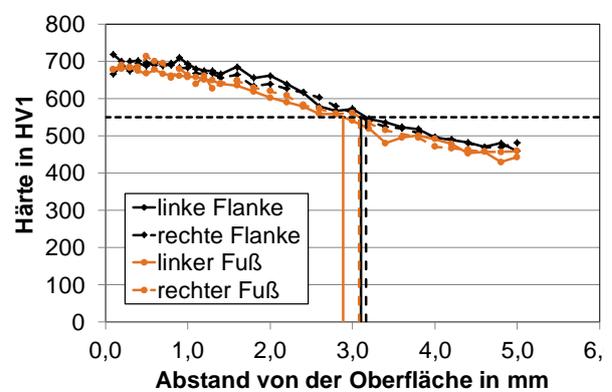


Bild A.7.12: Härtetiefenverlauf der Variante B_m8_040, Werkstoff 18CrNiMo7-6+HH, aufgenommen an einem ungeschliffenen Pulsatorrad

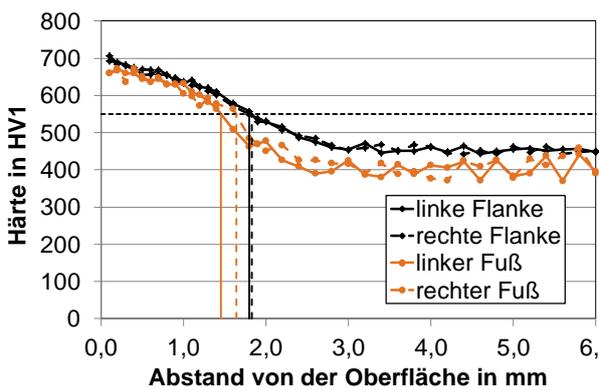


Bild A.7.13: Härtetiefenverlauf der Variante B_m12_015, Werkstoff 18CrNiMo7-6+HH, aufgenommen an einem ungeschliffenen Pulsatorrad

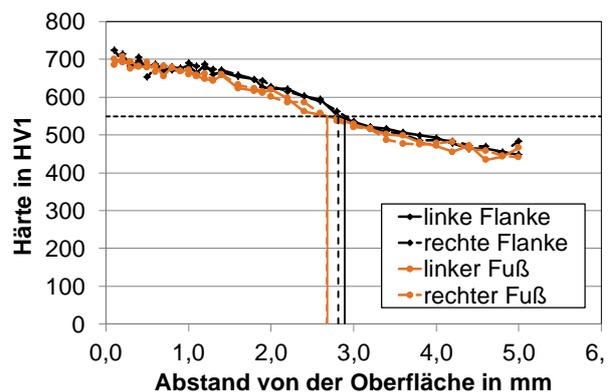


Bild A.7.14: Härtetiefenverlauf der Variante B_m12_025, Werkstoff 18CrNiMo7-6+HH, aufgenommen an einem ungeschliffenen Pulsatorrad

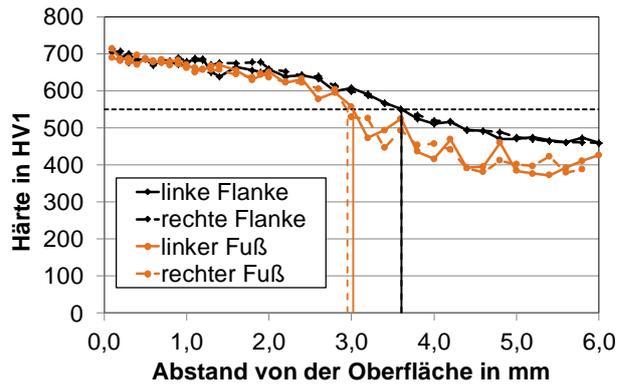


Bild A.7.15: Härtetiefenverlauf der Variante B_m12_030, Werkstoff 18CrNiMo7-6+HH, aufgenommen an einem ungeschliffenen Pulsatorrad

Variante C (18CrNiMo7-6+HL)

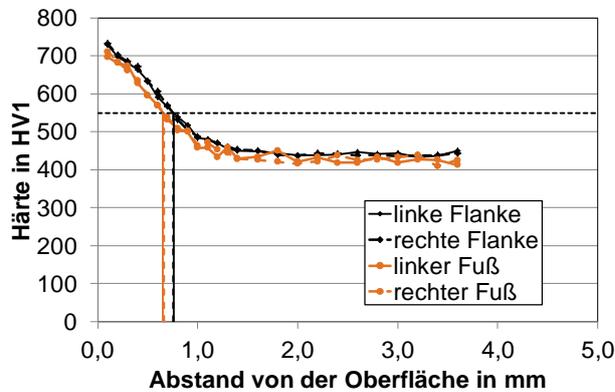


Bild A.7.16: Härtetiefenverlauf der Variante C_m5_015, Werkstoff 18CrNiMo7-6+HL, aufgenommen an einem ungeschliffenen Pulsatorrad

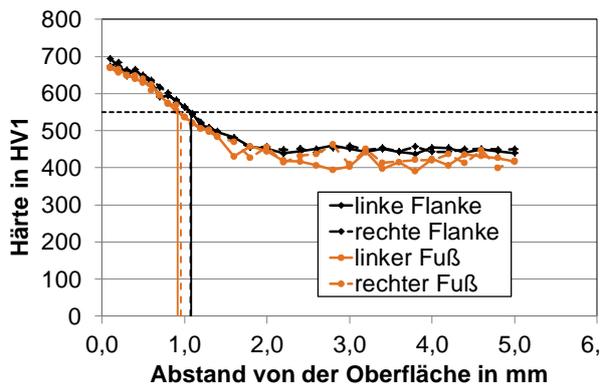


Bild A.7.17: Härtetiefenverlauf der Variante C_m8_015, Werkstoff 18CrNiMo7-6+HL, aufgenommen an einem ungeschliffenen Pulsatorrad

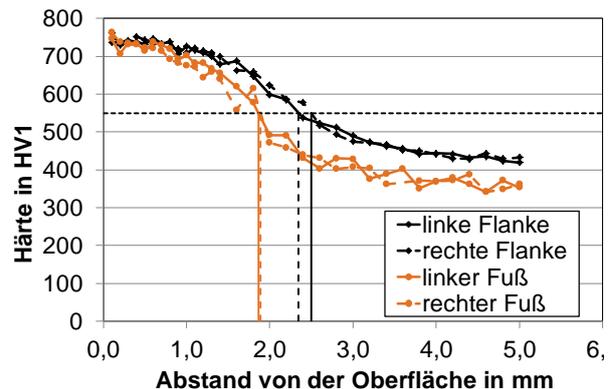


Bild A.7.18: Härtetiefenverlauf der Variante C_m8_030, Werkstoff 18CrNiMo7-6+HL, aufgenommen an einem ungeschliffenen Pulsatorrad

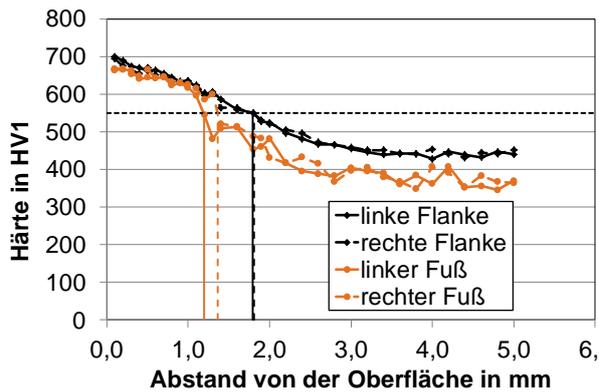


Bild A.7.19: Härtetiefenverlauf der Variante C_m12_015, Werkstoff 18CrNiMo7-6+HL, aufgenommen an einem ungeschliffenen Pulsatorrad

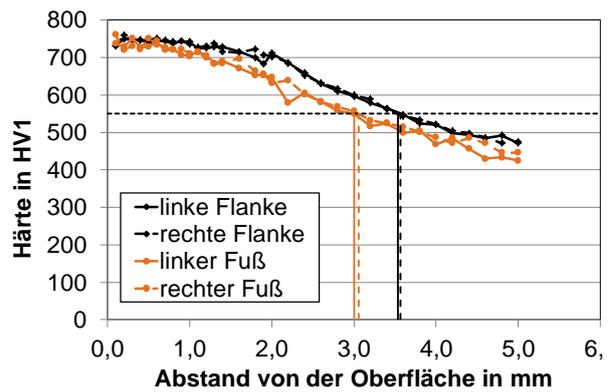


Bild A.7.20: Härtetiefenverlauf der Variante C_m12_030, Werkstoff 18CrNiMo7-6+HL, aufgenommen an einem ungeschliffenen Pulsatorrad

Variante D (17NiCrMo6-4):

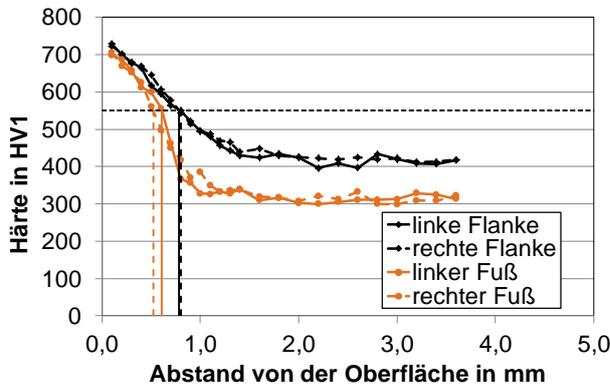


Bild A.7.21: Härtetiefenverlauf der Variante D_m5_015, Werkstoff 17NiCrMo6-4, aufgenommen an einem ungeschliffenen Pulsatorrad

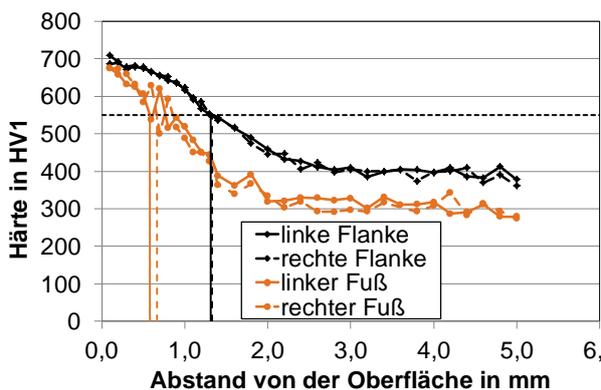


Bild A.7.22: Härtetiefenverlauf der Variante D_m8_015, Werkstoff 17NiCrMo6-4, aufgenommen an einem ungeschliffenen Pulsatorrad

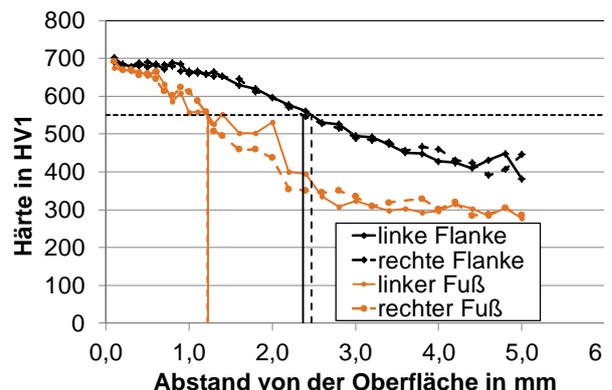


Bild A.7.23: Härtetiefenverlauf der Variante D_m8_030, Werkstoff 17NiCrMo6-4, aufgenommen an einem ungeschliffenen Pulsatorrad

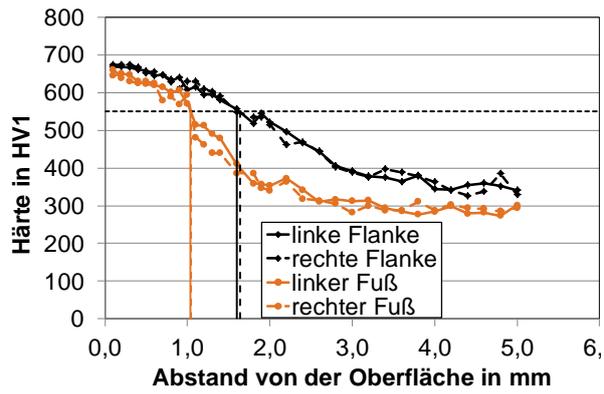


Bild A.7.24: Härtetiefenverlauf der Variante D_m12_015, Werkstoff 17NiCrMo6-4, aufgenommen an einem ungeschliffenen Pulsatorrad

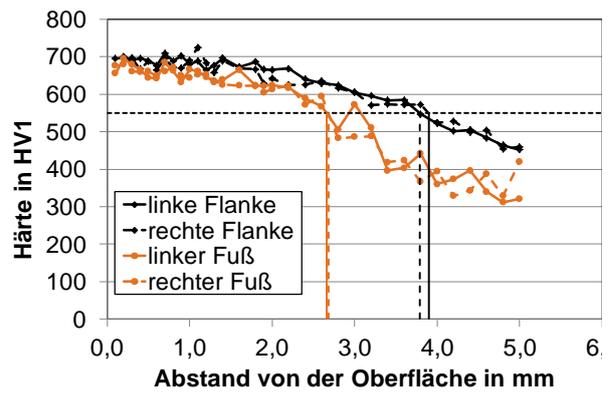


Bild A.7.25: Härtetiefenverlauf der Variante D_m12_030, Werkstoff 17NiCrMo6-4, aufgenommen an einem ungeschliffenen Pulsatorrad

A.8 Eigenspannungs- und Restaustenittiefenverläufe

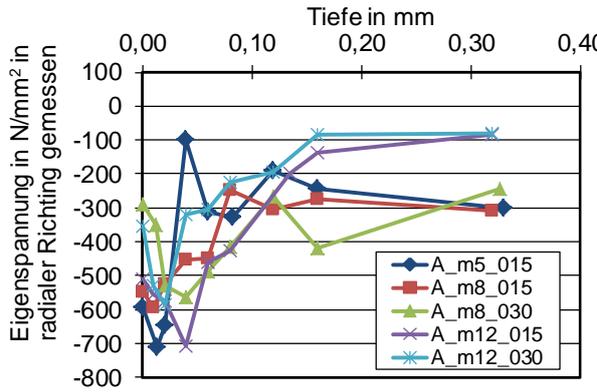


Bild A.8.1: Eigenspannungstiefenverläufe der Variante A

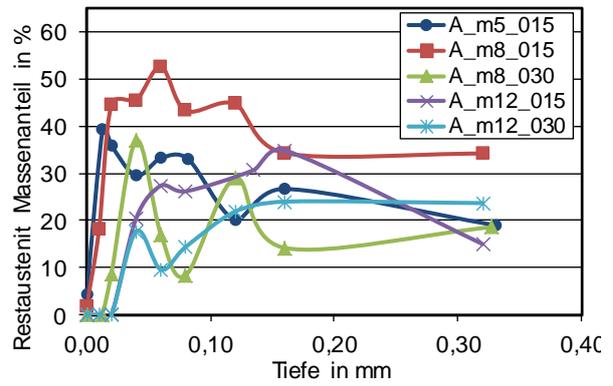


Bild A.8.2: Restaustenittiefenverläufe der Variante A

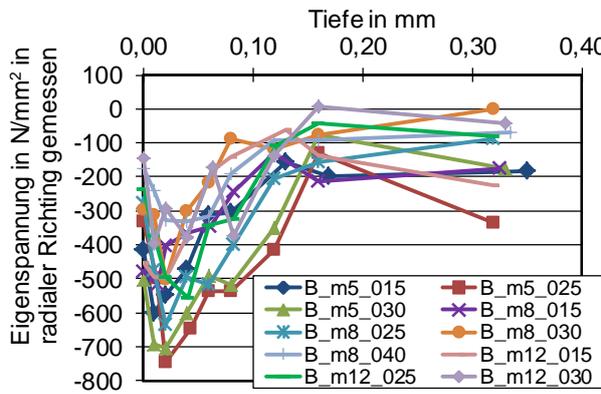


Bild A.8.3: Eigenspannungstiefenverläufe der Variante B

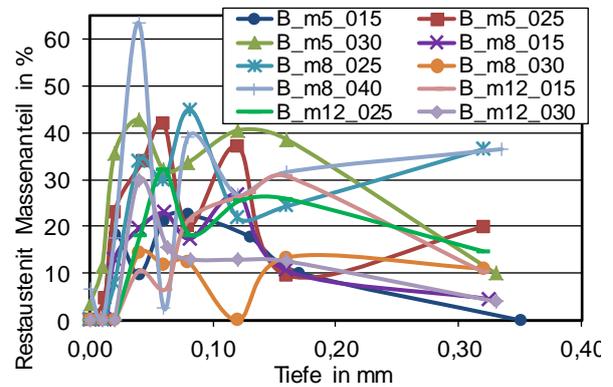


Bild A.8.4: Restaustenittiefenverläufe der Variante B

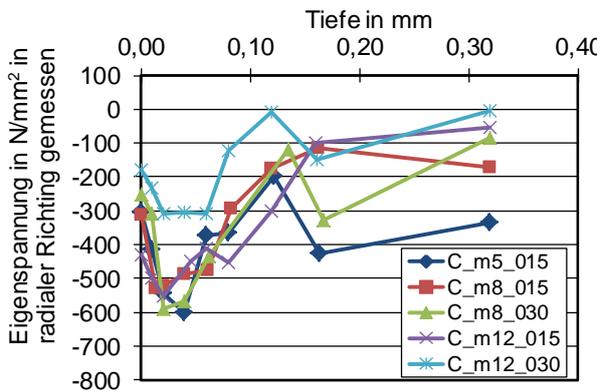


Bild A.8.5: Eigenspannungstiefenverläufe der Variante C

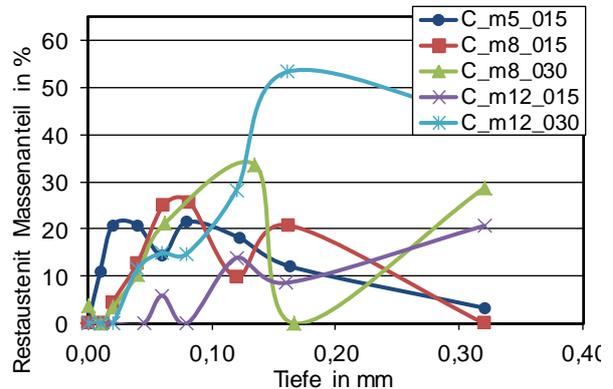


Bild A.8.6: Restaustenittiefenverläufe der Variante C

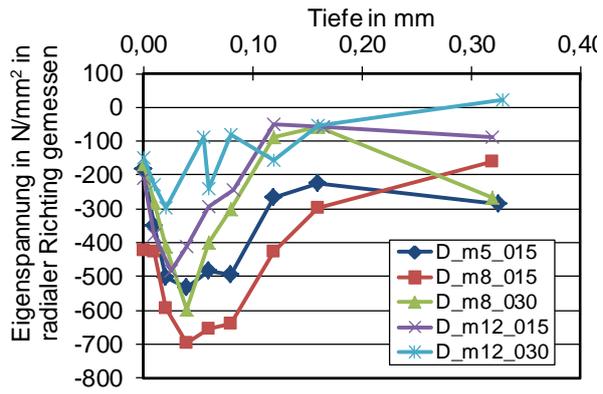


Bild A.8.7: Eigenspannungstiefenverläufe der Variante D

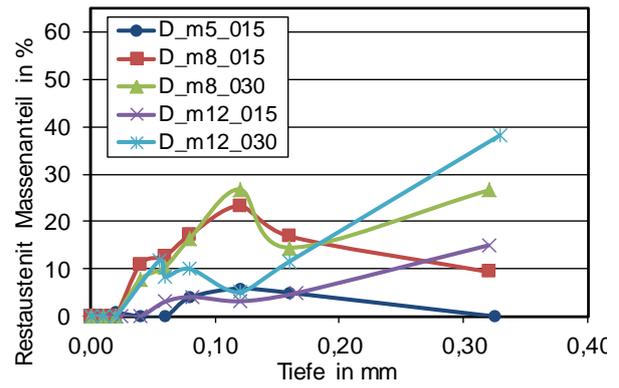
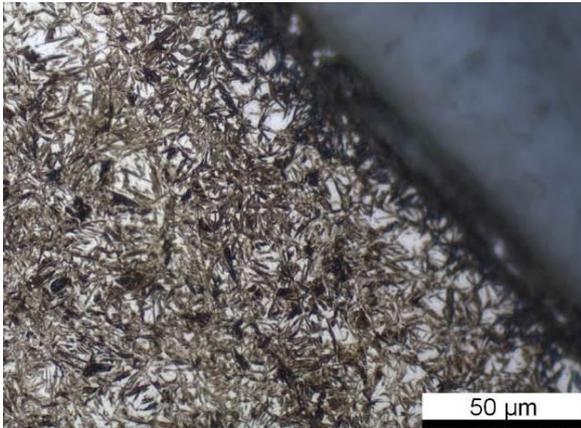


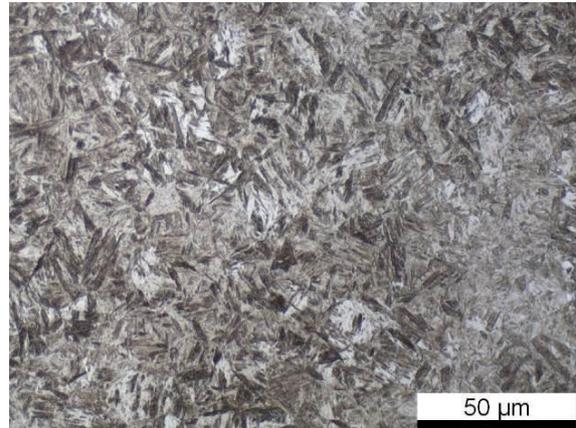
Bild A.8.8: Restaustenittiefenverläufe der Variante D

A.9 Dokumentation des Werkstoffgefüges

Variante A m5 015 (Werkstoff 26MnCrNiMo6-5-4)

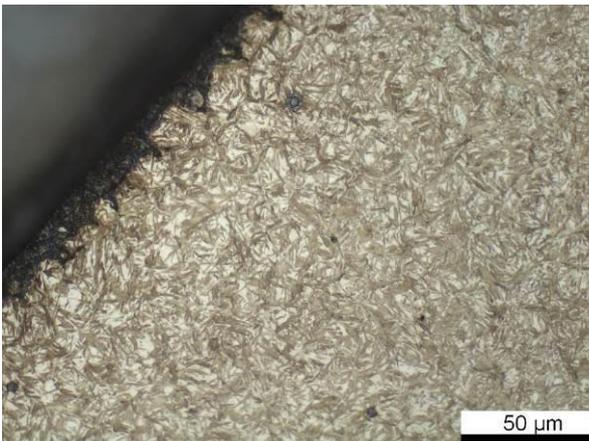


Detailaufnahme Randzonengefüge Zahnfuß (nital geätzt) – Martensit mit Restaustenit

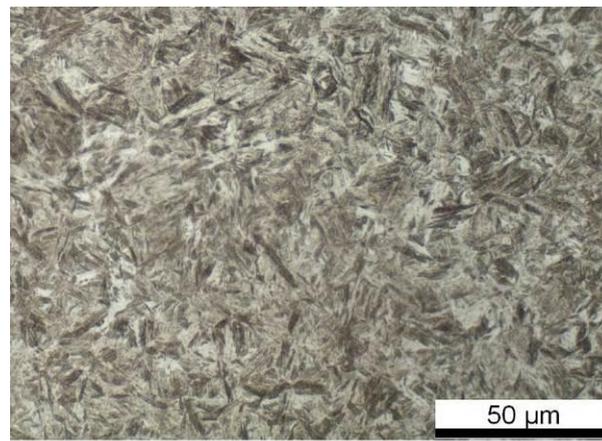


Detailaufnahme Kerngefüge – bainitisches Kerngefüge

Variante A m8 015 (Werkstoff 26MnCrNiMo6-5-4)

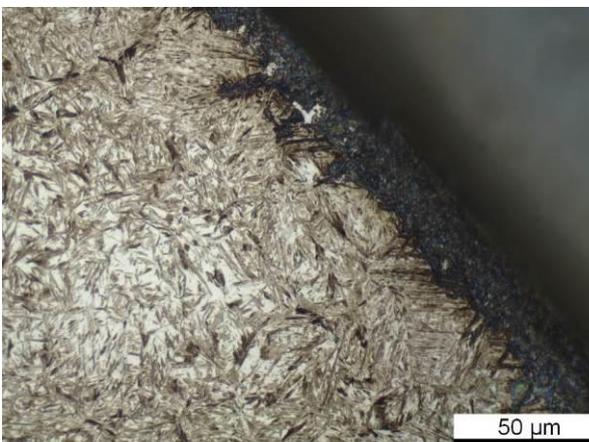


Detailaufnahme Randzonengefüge Zahnfuß (nital geätzt) – Martensit mit Restaustenit

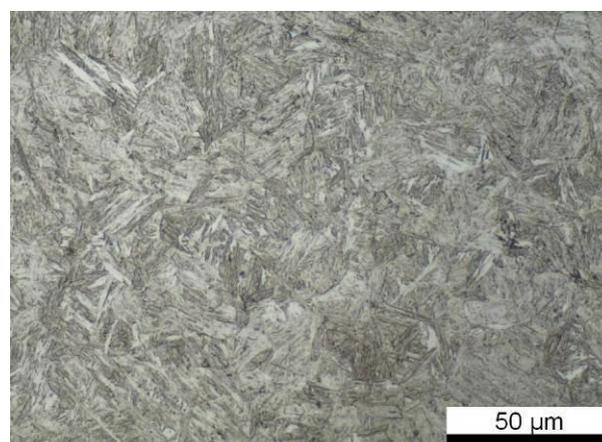


Detailaufnahme Kerngefüge – bainitisches Kerngefüge

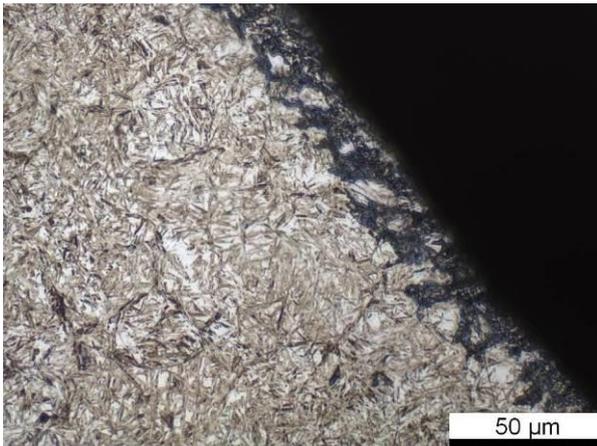
Variante A m8 030 (Werkstoff 26MnCrNiMo6-5-4)



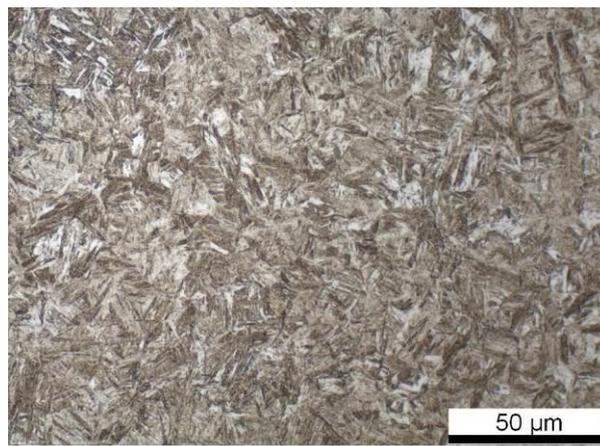
Detailaufnahme Randzonengefüge Zahnfuß (nital geätzt) – Martensit mit Restaustenit



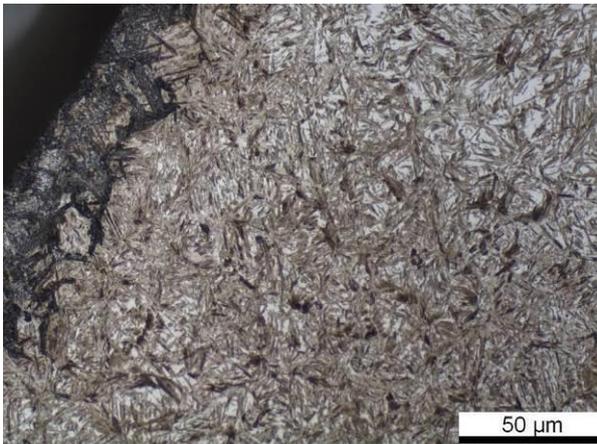
Detailaufnahme Kerngefüge – bainitisches Kerngefüge

Variante A m12_015 (Werkstoff 26MnCrNiMo6-5-4)

Detailaufnahme Randzonengefüge Zahnfuß
(nital geätzt) – Martensit mit Restaustenit



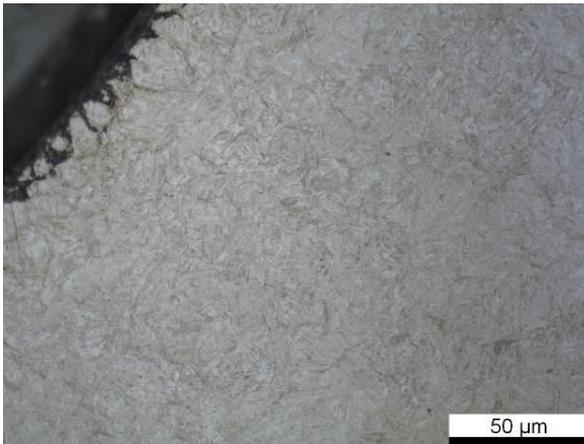
Detailaufnahme Kerngefüge – bainitisches Kerngefüge

Variante A m12_030 (Werkstoff 26MnCrNiMo6-5-4)

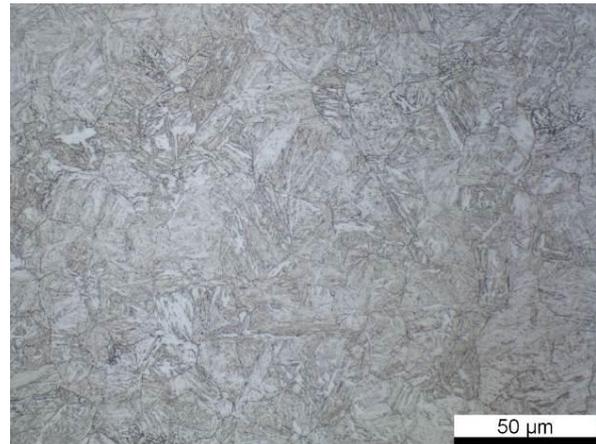
Detailaufnahme Randzonengefüge Zahnfuß
(nital geätzt) – Martensit mit Restaustenit



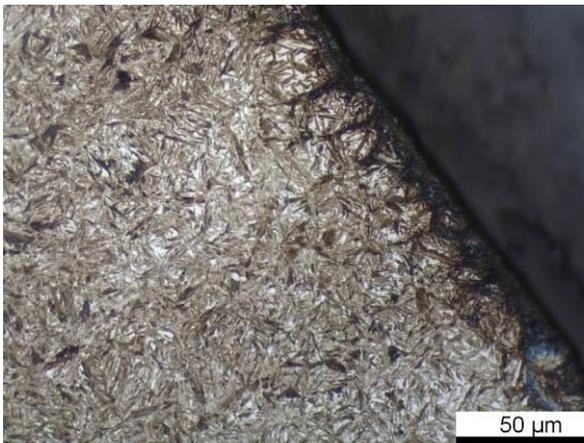
Detailaufnahme Kerngefüge – bainitisches Kerngefüge

Variante B m5_015 (Werkstoff 18CrNiMo7-6+HH)

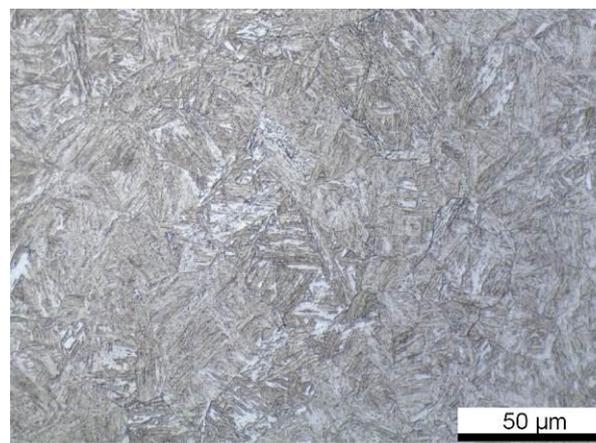
Detailaufnahme Randzonengefüge Zahnfuß
(nital geätzt) – Martensit mit Restaustenit



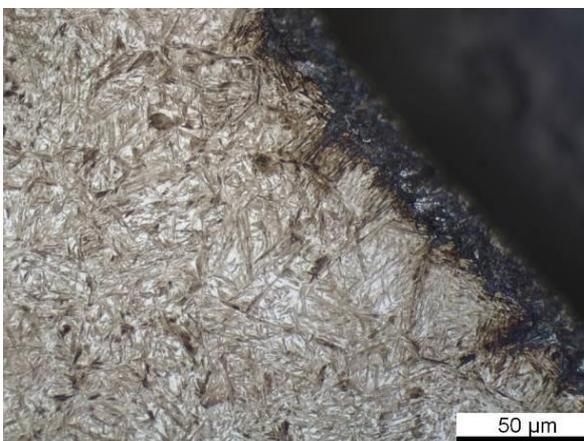
Detailaufnahme Kerngefüge – bainitisches Kerngefüge

Variante B m5_025 (Werkstoff 18CrNiMo7-6+HH)

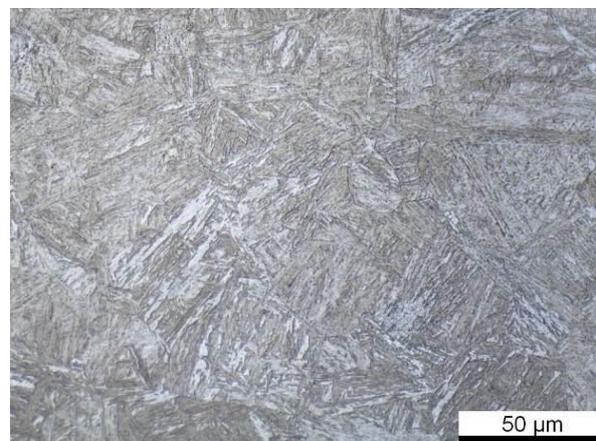
Detailaufnahme Randzonengefüge Zahnfuß
(nital geätzt) – Martensit mit Restaustenit



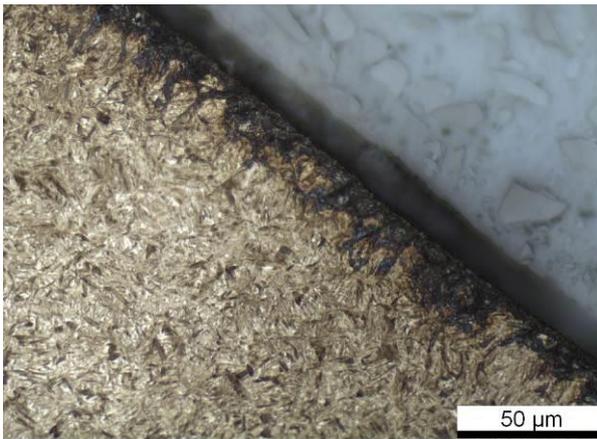
Detailaufnahme Kerngefüge – bainitisches Kerngefüge

Variante B m5_030 (Werkstoff 18CrNiMo7-6+HH)

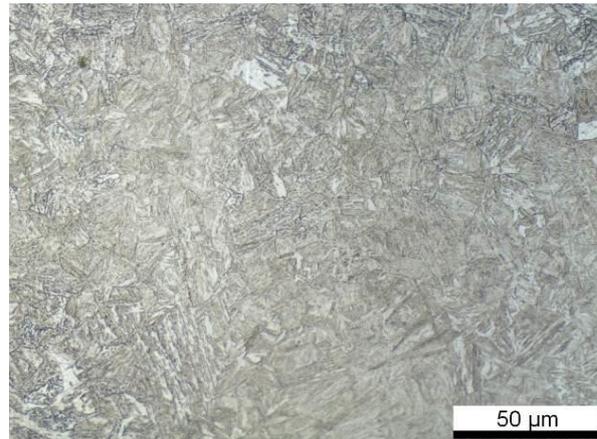
Detailaufnahme Randzonengefüge Zahnfuß
(nital geätzt) – Martensit mit Restaustenit



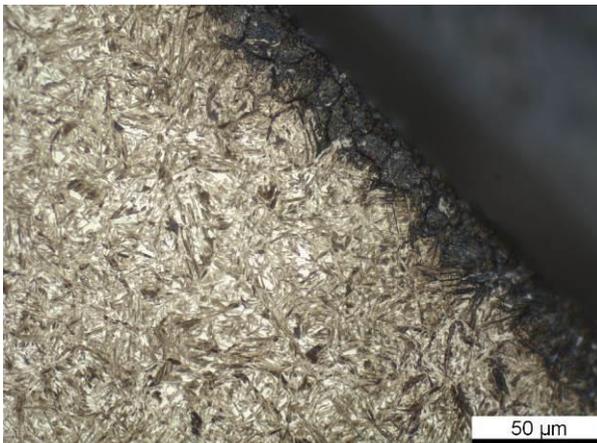
Detailaufnahme Kerngefüge – bainitisches Kerngefüge

Variante B m8 015 (Werkstoff 18CrNiMo7-6+HH)

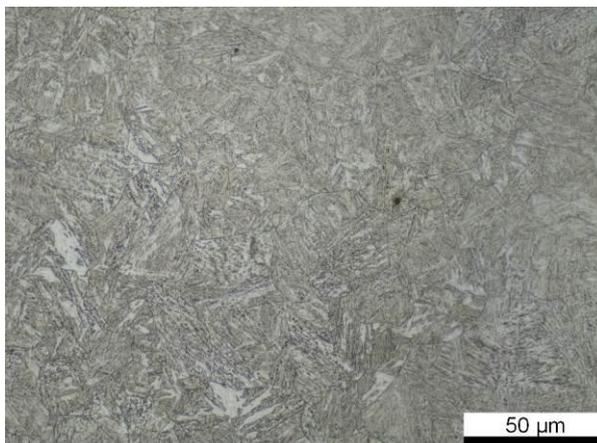
Detailaufnahme Randzonengefüge Zahnfuß (nital geätzt) – Martensit mit Restaustenit



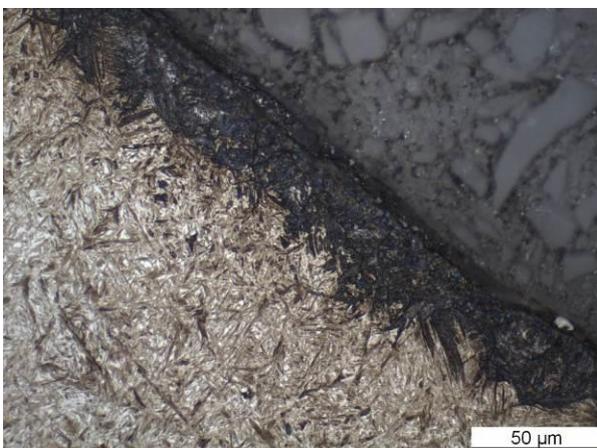
Detailaufnahme Kerngefüge – bainitisches Kerngefüge

Variante B m8 025 (Werkstoff 18CrNiMo7-6+HH)

Detailaufnahme Randzonengefüge Zahnfuß (nital geätzt) – Martensit mit Restaustenit



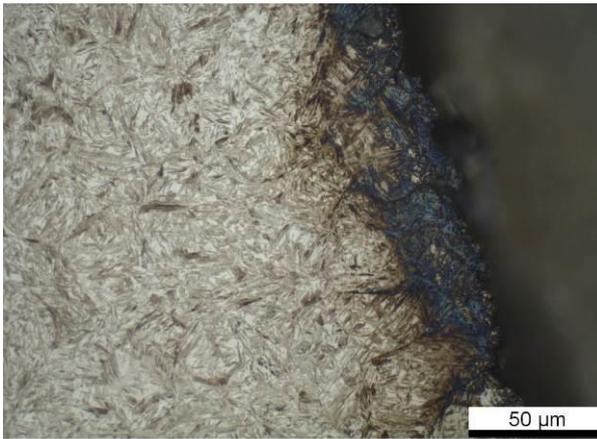
Detailaufnahme Kerngefüge – bainitisches Kerngefüge

Variante B m8 030 (Werkstoff 18CrNiMo7-6+HH)

Detailaufnahme Randzonengefüge Zahnfuß (nital geätzt) – Martensit mit Restaustenit



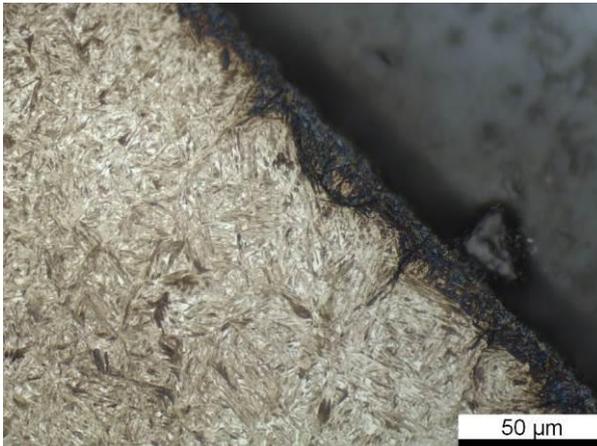
Detailaufnahme Kerngefüge – bainitisches Kerngefüge

Variante B m8 040 (Werkstoff 18CrNiMo7-6+HH)

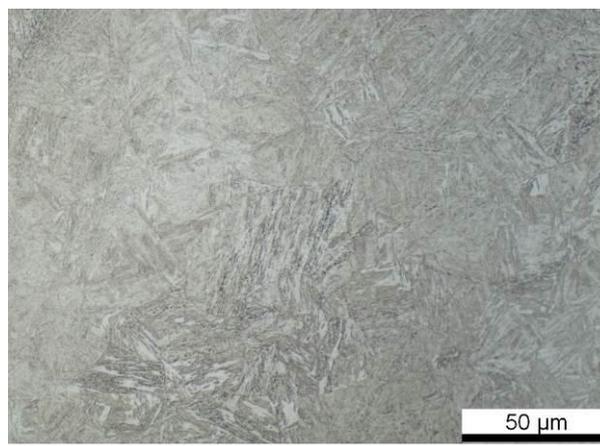
Detailaufnahme Randzonengefüge Zahnfuß
(nital geätzt) – Martensit mit Restaustenit



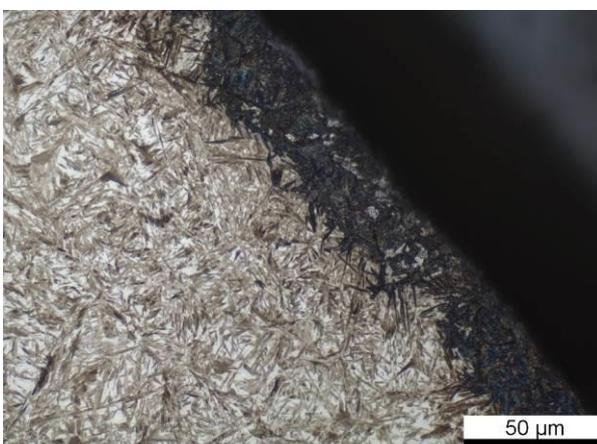
Detailaufnahme Kerngefüge – bainitisches Kerngefüge

Variante B m12 015 (Werkstoff 18CrNiMo7-6+HH)

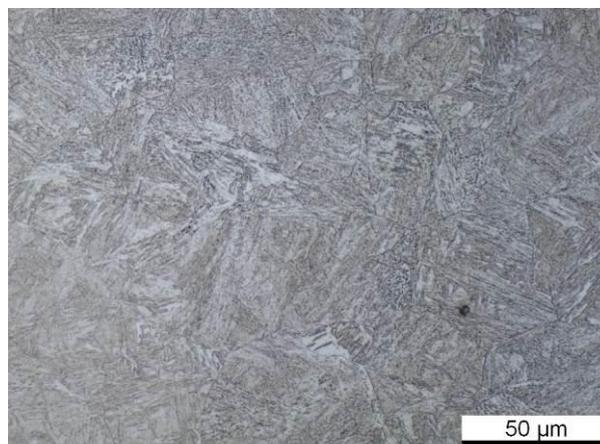
Detailaufnahme Randzonengefüge Zahnfuß
(nital geätzt) – Martensit mit Restaustenit



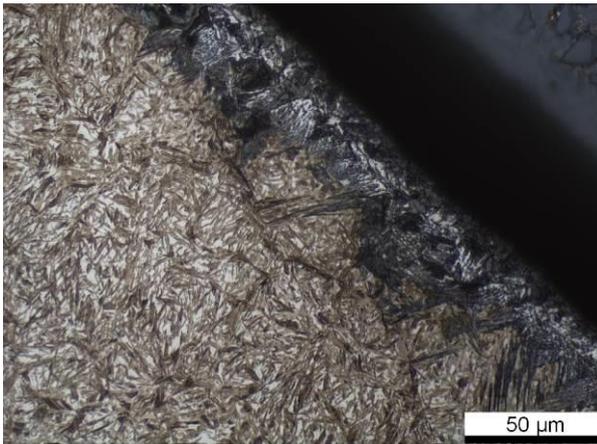
Detailaufnahme Kerngefüge – bainitisches Kerngefüge

Variante B m12 025 (Werkstoff 18CrNiMo7-6+HH)

Detailaufnahme Randzonengefüge Zahnfuß
(nital geätzt) – Martensit mit Restaustenit



Detailaufnahme Kerngefüge – bainitisches Kerngefüge

Variante B m12_030 (Werkstoff 18CrNiMo7-6+HH)

Detailaufnahme Randzonengefüge Zahnfuß
(nital geätzt) – Martensit mit Restaustenit



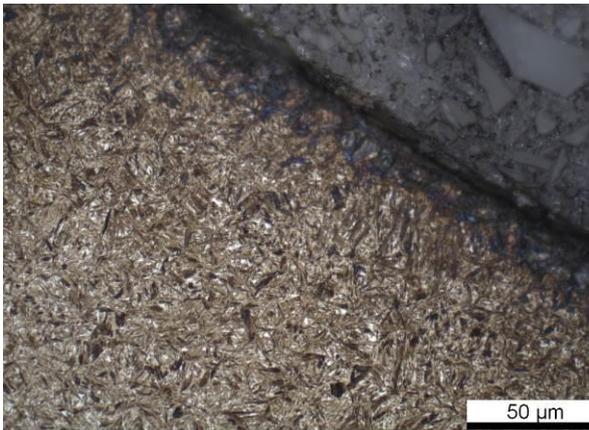
Detailaufnahme Kerngefüge – bainitisches Kern-
gefüge

Variante C m5 015 (Werkstoff 18CrNiMo7-6+HL)

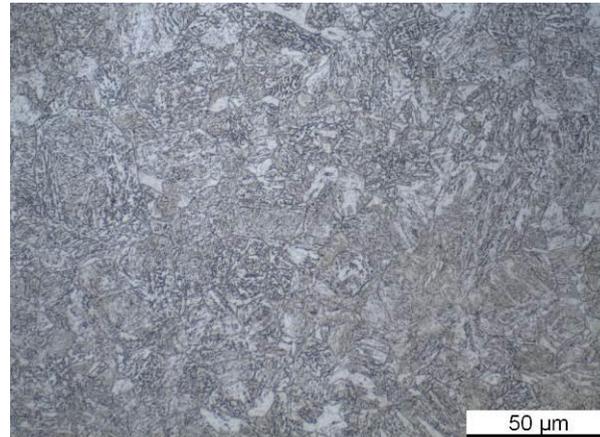
Detailaufnahme Randzonengefüge Zahnfuß (nital geätzt) – Martensit mit Restaustenit



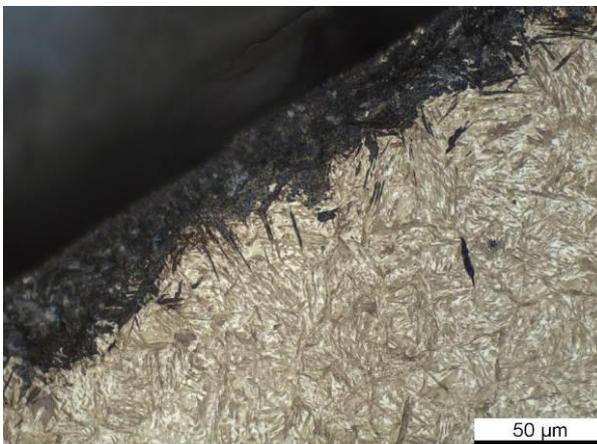
Detailaufnahme Kerngefüge – bainitisches Kerngefüge

Variante C m8 015 (Werkstoff 18CrNiMo7-6+HL)

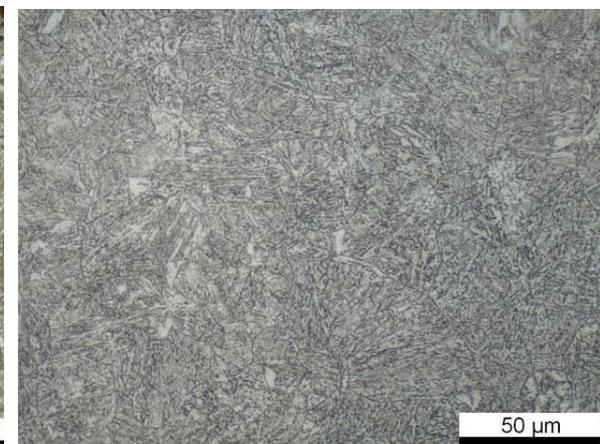
Detailaufnahme Randzonengefüge Zahnfuß (nital geätzt) – Martensit mit Restaustenit



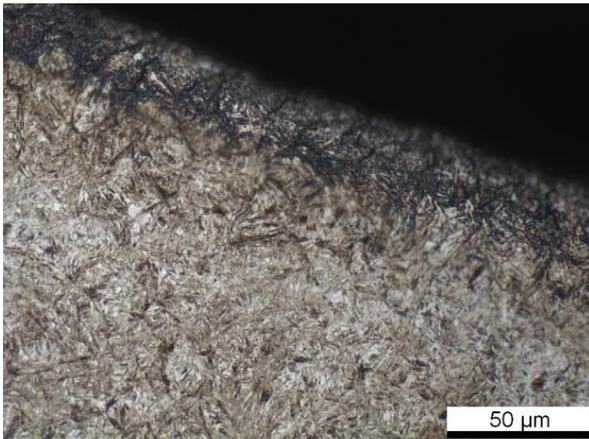
Detailaufnahme Kerngefüge – bainitisches Kerngefüge

Variante C m8 030 (Werkstoff 18CrNiMo7-6+HL)

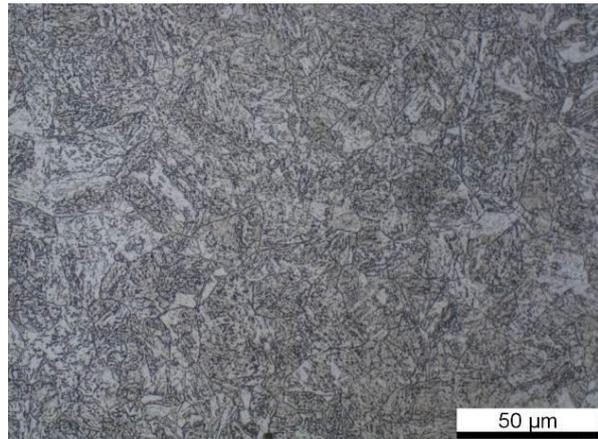
Detailaufnahme Randzonengefüge Zahnfuß (nital geätzt) – Martensit mit Restaustenit



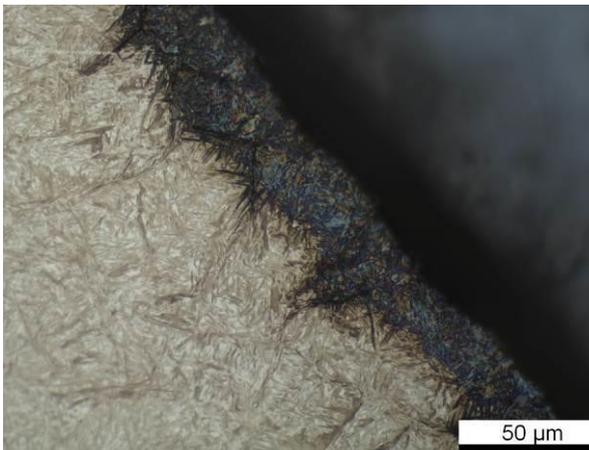
Detailaufnahme Kerngefüge – bainitisches Kerngefüge

Variante C m12_015 (Werkstoff 18CrNiMo7-6+HL)

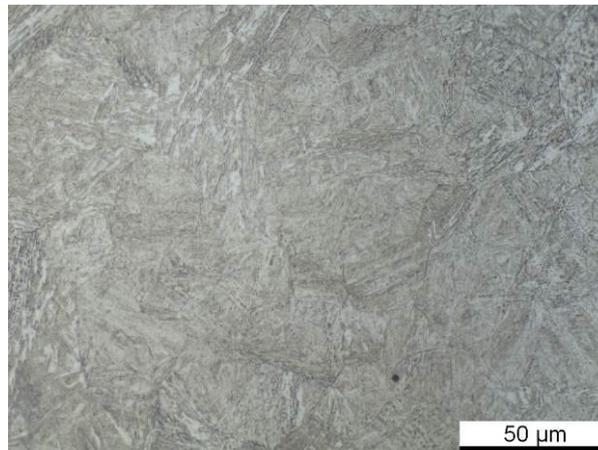
Detailaufnahme Randzonengefüge Zahnfuß (nital geätzt) – Martensit mit Restaustenit



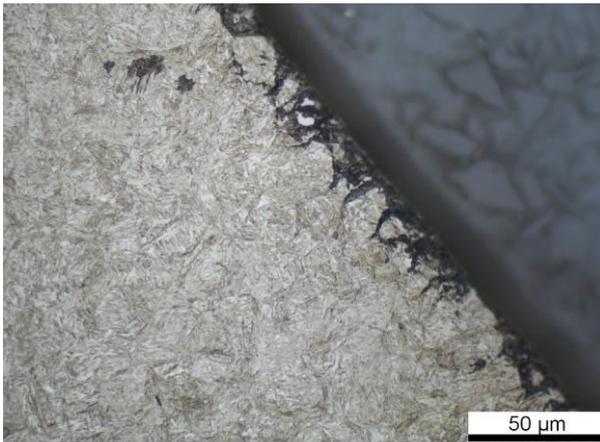
Detailaufnahme Kerngefüge – bainitisches Kerngefüge

Variante C m12_030 (Werkstoff 18CrNiMo7-6+HL)

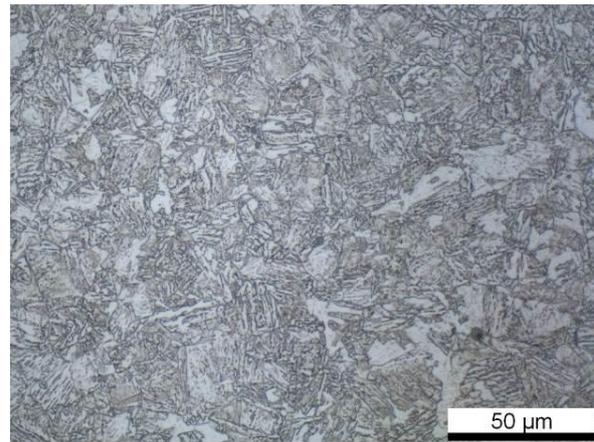
Detailaufnahme Randzonengefüge Zahnfuß (nital geätzt) – Martensit mit Restaustenit



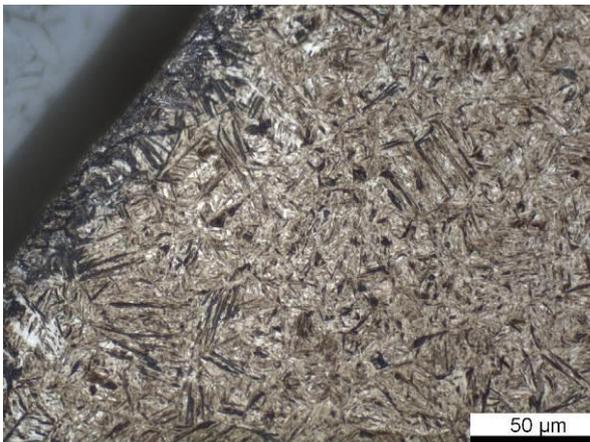
Detailaufnahme Kerngefüge – bainitisches Kerngefüge

Variante D m5 015 (Werkstoff 17NiCrMo6-4)

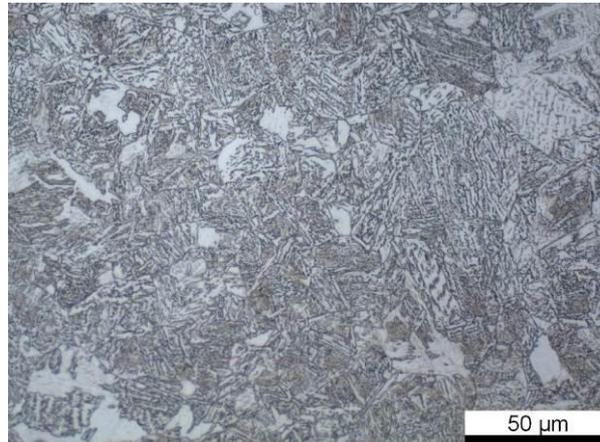
Detailaufnahme Randzonengefüge Zahnfuß (nital geätzt) – Martensit mit Restaustenit



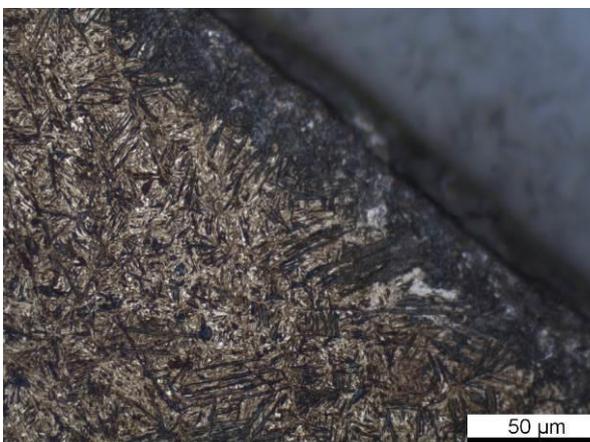
Detailaufnahme Kerngefüge – bainitisches Kerngefüge

Variante D m8 015 (Werkstoff 17NiCrMo6-4)

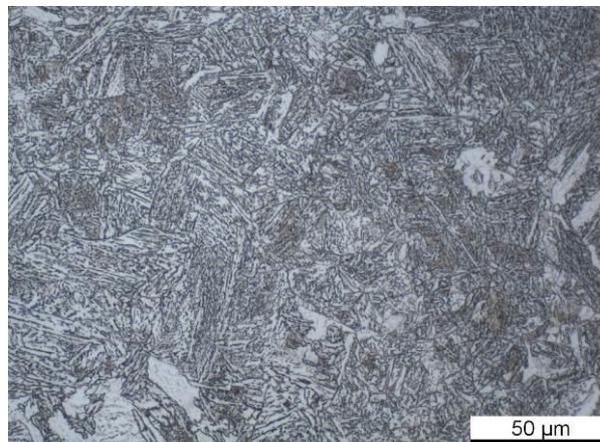
Detailaufnahme Randzonengefüge Zahnfuß (nital geätzt) – Martensit mit Restaustenit



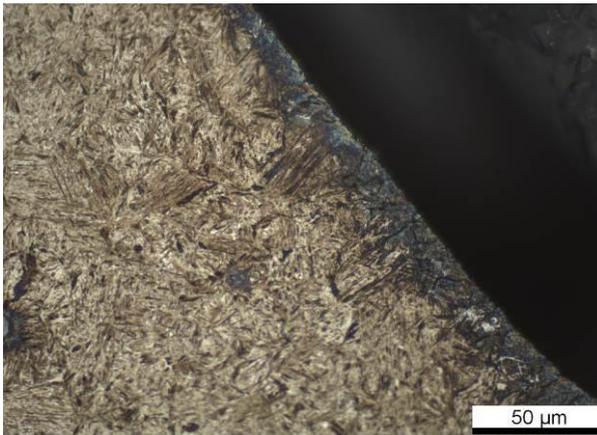
Detailaufnahme Kerngefüge – bainitisches Kerngefüge

Variante D m8 030 (Werkstoff 17NiCrMo6-4)

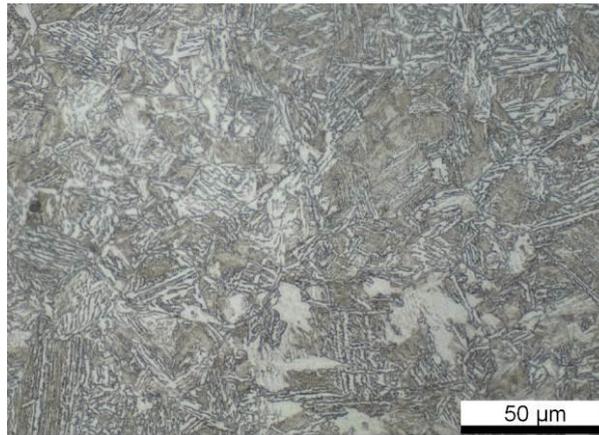
Detailaufnahme Randzonengefüge Zahnfuß (nital geätzt) – Martensit mit Restaustenit



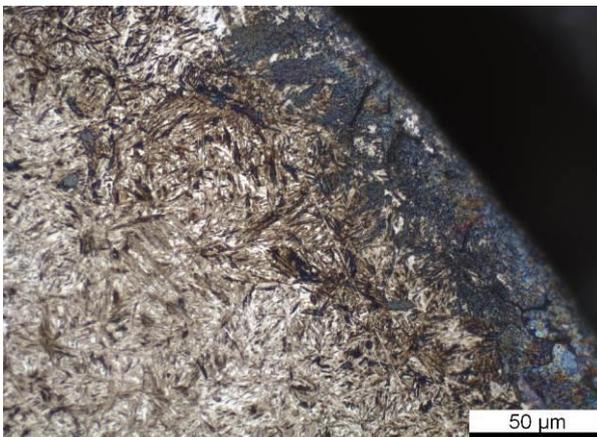
Detailaufnahme Kerngefüge – bainitisches Kerngefüge

Variante D m12_015 (Werkstoff 17NiCrMo6-4)

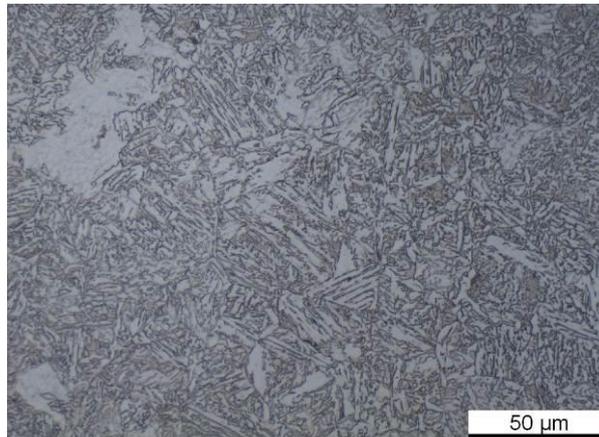
Detailaufnahme Randzonengefüge Zahnfuß
(nital geätzt) – Martensit mit Restaustenit



Detailaufnahme Kerngefüge – bainitisches Kerngefüge

Variante D m12_030 (Werkstoff 17NiCrMo6-4)

Detailaufnahme Randzonengefüge Zahnfuß
(nital geätzt) – Martensit mit Restaustenit



Detailaufnahme Kerngefüge – bainitisches Kerngefüge

A.10 Dokumentation der ermittelten Korngrößen**Tabelle A.10.1:** Ergebnisse der Korngrößenbestimmung aller Varianten

Variante	Werkstoff	Baugröße in mm	Korngrößenklasse	
			im Mittel	kleinste
A_m5_015	26MnCrNiMo6-5-4	5	10	6
A_m8_015		8	10,3	6
A_m8_030		8	8	4
A_m12_015		12	10,1	6
A_m12_030		12	8,6	5
B_m5_015	18CrNiMo7-6+HH	5	9	5
B_m5_025		5	8,8	5

B_m5_030		5	7,5	4
B_m8_015		8	9,5	3
B_m8_025		8	8,2	4
B_m8_030		8	8,2	4
B_m8_040		8	7	3
B_m12_015		12	10,1	6
B_m12_025		12	7,2	4
B_m12_030		12	7,9	4
C_m5_015	18CrNiMo7-6+HL	5	9,3	6
C_m8_015		8	10	5
C_m8_030		8	8,1	4
C_m12_015		12	8,7	4
C_m12_030		12	7,5	4
D_m5_015	17NiCrMo6-4	5	9,2	5
D_m8_015		8	8,6	4
D_m8_030		8	8,3	2
D_12_015		12	8,7	4
D_m12_030		12	8,7	3

A.11 Zusammenfassung der Ergebnisse der Zahnradcharakterisierung

Tabelle A.11.1: Zusammenfassung der Ergebnisse der metallografischen Untersuchungen

Variante	Werkstoff	CHD _{Fuß,ist} in mm	CHD- Flanke,ist in mm	RH _{Fuß} in HV1	KH in HV10	ROX in µm	ESP _{max} in N/mm ²	RA _{Median} in %	C _{Rand} in %
A_m5_015	26MnCrNiMo6-5-4	0,66	0,70	666	500	12	-713	33	0,53
A_m8_015		1,09	1,17	748	500	14	-596	45	0,59
A_m8_030		2,01	2,31	675	498	18	-564	14	0,56
A_m12_015 ⁽⁵⁾		1,55	1,64	684	502	21	-707	26	0,62
A_m12_030 ⁽²⁾		2,93	3,29	664	501	32	-585	14	0,57
B_m5_015 ⁽¹⁾	18CrNiMo7-6+HH	0,71	0,77	713	442	12	-641	18	0,60
B_m5_025 ⁽⁵⁾		1,03	1,15	706	443	14	-745	23	0,58
B_m5_030		1,45	1,67	695	433	18	-703	36	0,59
B_m8_015 ⁽⁴⁾		1,02	1,05	675	412	12	-520	17	0,55
B_m8_025		1,93	2,14	680	421	20	-635	24	0,59
B_m8_030 ⁽²⁾		2,12	2,15	667	404	29	-501	12	0,54
B_m8_040		2,86	3,14	677	430	31	-331	27	0,60
B_m12_015		1,59	1,75	664	404	20	-499	11	0,56
B_m12_025		2,47	2,93	698	404	24	-555	18	0,58
B_m12_030		3,04	3,50	690	398	37	-395	13	0,60
C_m5_015 ⁽¹⁾	18CrNiMo7-6+HL	0,69	0,77	706	418	12	-600	18	0,58
C_m8_015 ⁽⁴⁾		0,96	1,06	671	392	12	-529	13	0,58
C_m8_030 ⁽²⁾		2,08	2,48	745	378	25	-590	7	0,55
C_m12_015 ⁽³⁾		1,47	1,54	690	377	18	-554	1	0,54
C_m12_030		2,86	3,43	750	378	26	-309	15	0,56
D_m5_015 ⁽¹⁾	17NiCrMo6-4	0,58	0,78	697	313	15	-533	1	0,54
D_m8_015		0,65	1,34	665	284	14	-698	13	0,53
D_m8_030		1,60	2,13	675	300	18	-597	11	0,39
D_m12_015 ⁽³⁾		1,17	1,71	653	297	18	-482	3	0,49
D_m12_030		2,08	3,63	669	294	26	-298	8	0,56

RH_{Fuß}: Randhärte im Zahnfuß

KH: Kernhärte

ROX: maximale Randoxidationstiefe

ESP_{max}: maximale röntgenografisch ermittelte Druckeigenspannung

RA_{Median}: Median-Wert der röntgenografisch ermittelten Restaustenigehalte im Tiefenbereich 0,01 – 0,16 mm

WBH jeweils in einer Ofencharge (1), (2), (3), (4) und (5)

C_{Rand}: Randkohlenstoffgehalt in Masse-%, gemessen in 0,1 mm Tiefe

A.12 Weitergehende Auswertungen zur Korrelation von Kernhärte und Baugröße

Für den Werkstoff 17NiCrMo14 (18NiCrMo14-6) wird die Härtebarkeit nach ISO 683-17 [DIN15] herangezogen, hier ist nur ein +H-Streuband definiert. Die Ergebnisse, ermittelte Jominy-Kurve des Grundwerkstoffes als auch die Kernhärtewerte der Prüfverzahnungen, ordnen sich im Bereich der oberen Grenzkurve ein, wie in Bild dargestellt.

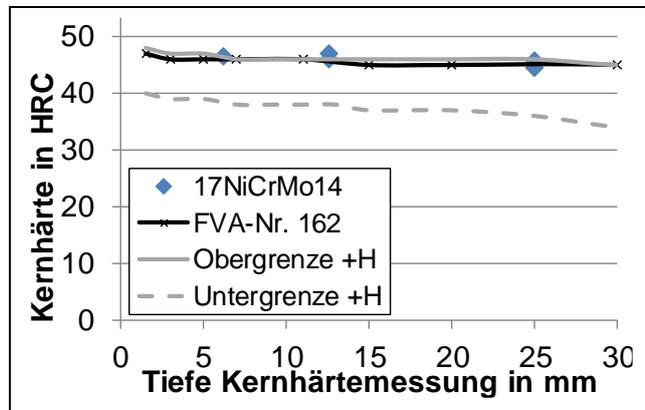


Bild A.12.1: Darstellung der am Zahnrad ermittelten Kernhärtewerte über der Werkstofftiefe für den Werkstoff 17NiCrMo14, ergänzt um die Grenzkurven der Härtebarkeit für das +H-Streuband und die am Grundwerkstoff ermittelte Jominy-Kurve der untersuchten Werkstoffcharge aus [Ste04b], [Ste97]

In Bild A.12. sind links die Ergebnisse aus Tobie [Tob01a], basierend auf FVA-Nr. 271 [Tob01b], für den Werkstoff 16MnCr5 zu finden. Die Jominy-Kurve des Werkstoffes 16MnCr5 liegt innerhalb des +HH-Streubandes und auch alle Kernhärtewerte. Im rechten Bild sind die Kernhärtewerte der Varianten des Werkstoffes 18CrNiMo7-6 mit zugehöriger Jominy-Kurve der untersuchten Werkstoffcharge aus FVVA-Nr. 373 [Tob02] zusammengefasst. Auch hier liegen alle Kernhärte-

werte innerhalb des +HH-Streubandes, tendenziell etwas unterhalb der Jominy-Kurve.

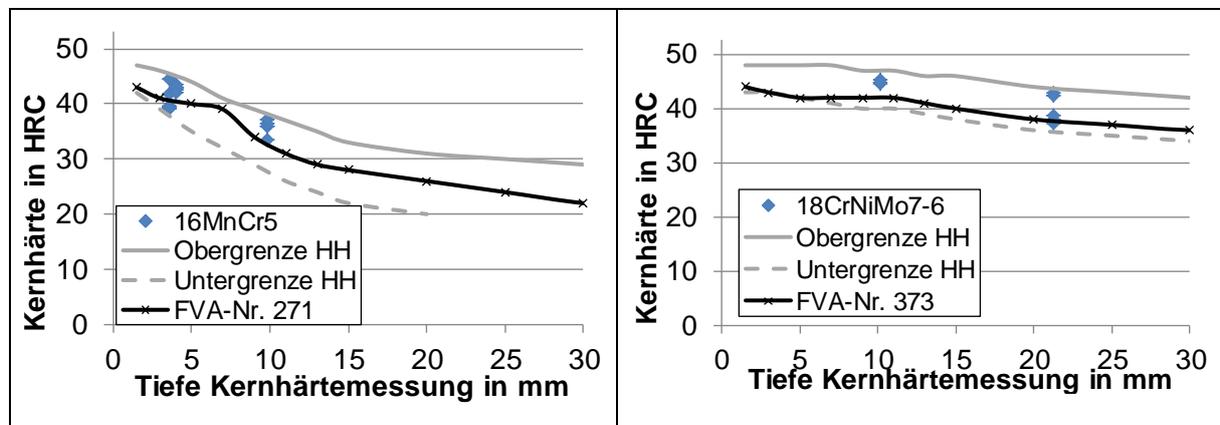


Bild A.12.2: Darstellung der am Zahnrad ermittelten Kernhärtewerte über der Werkstofftiefe für den Werkstoff 16MnCr5 sowie 18CrNiMo7-6, ergänzt um die Grenzkurven der Härtebarkeit für das +HH-Streuband und die am Grundwerkstoff ermittelte Jominy-Kurve der untersuchten Werkstoffcharge; links nach [Tob01a] bzw. [Tob01b], rechts: nach [Tob02]

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 GLAUBITZ, H. Drehmomentmessungen zum Wendevorgang bei Raupefahrwerken. 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 Schmiegunng. Einfluß von Werkstoffpaarung, Krümmung, Oberfläche und Schmierstoff. TH Braunschweig (1951).
- 15 HEYER, E. Versuche mit Zylinderschneckengetrieben. 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 Zahnradern. 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-Globoidschneckenrieben. 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 (1965).
- 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 Flanken-tragfähigkeit. 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 Grübchentragfähigkeit vergüteter Scheiben und Zahnräder. TU München (1984).
- 74 SCHMIDT, W. Untersuchungen zur Grübchen- und zur Zahnfußtragfähigkeit 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 Freßtragfähigkeit von Stirnradgetrieben. TU München (1987).
- 79 WECH, L. Untersuchungen zum Wirkungsgrad von Kegelrad- und Hypoidgetrieben. TU München (1987).
- 80 KNAUER, G. Zur Grübchentragfähigkeit 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. Zahnfußtragfähigkeit oberflächengehärteter Stirnräder bei Lastrichtungssumkehr. TU München (1989).
- 84 entfallen
- 85 NEUPERT, K. Verschleißtragfähigkeit 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 Freßtragfähigkeit schnelllaufender Stirnradgetriebe. TU München (1991).
- 89 MÜLLER, R. Schwingungs- und Geräuschanregung bei Stirnradgetrieben. TU München (1991).
- 90 ANZINGER, M. Werkstoff- und Fertigungseinflüsse auf die Zahnfußtragfähigkeit, insbesondere im hohen Zeitfestigkeitsgebiet. TU München (1991).
- 91 KAGERER, E. Messung von elasto-hydrodynamischen 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) schnelllaufender Stirnradgetriebe. TU München (1994).
- 99 SUCHANDT, Th. Betriebsfestigkeitsuntersuchungen zur Zahnfußtragfähigkeit einsatzgehärteter Zahnräder und zur Bruchfestigkeit vergüteter Laschenkettens. 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 elasto-hydrodynamischen Kontakten, Einfluß verschiedener Grundöle und Viskositäts-Index-Verbesserer. TU München (1995).
- 104 RUDZEWSKI, S. Systemtechnische Verknüpfung eingeführter Getriebeberechnungsprogramme. 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 i^2 -Getriebe des Autarken Hybrid-Antriebsstrangs. TU München (1999).
- 123 LANGE, N. Hoch feresstragfähige 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).
- 126e DOMIAN, H.-J. Systematische Synthese von Getriebestrukturen der Vorlegebauart. TU München 2001.
- 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 KRASDEV, 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 Flankenkorrekturen auf das Anregungsverhalten gerad- und schrägverzahnter Stirnradpaarungen. 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).
- 163 WINKLER, J. Tribologischer Schichtaufbau bei Synchronisierungen und sein Einfluss auf Reibung und Verschleiß. TU München (2008).
- 164 WIRTH, C. Zur Tragfähigkeit von Kegelrad- und Hypoidgetrieben. TU München (2008).
- 165 KREIL, O. Einfluss der Oberflächenstruktur auf Druckverteilung und Schmierfilmdicke im EHD-Kontakt. TU München (2009).
- 166 OTTO, H.-P. Flank load carrying capacity and power loss reduction by minimised lubrication. TU München (2009).
- 167 OTTO, M. Lastverteilung und Zahnradtragfähigkeit von schrägverzahnten Stirnrädern. TU München (2009).
- 168 TOMIC, D. Zum Verschleiß von Kegelreibkupplungen - Einflüsse von Belastung und Schmierstoff auf Reibschichteigenschaften. TU München (2009).
- 169 WEISEL, C. Schneckengetriebe mit lokal begrenztem Tragbild. TU München (2009).
- 170 WEITL, R. Zur Tragfähigkeitsberechnung von Wälzlagern und Stirnrädern. TU München (2010).

- 171 MULZER, F. Systematik hochübersetzender coaxialer Getriebe. TU München (2010).
- 172 SCHUDY, J. Untersuchungen zur Flankentragfähigkeit von Außen- und Innenverzahnungen. TU München (2010).
- 173 BRETL, N. Einflüsse auf die Zahnfußtragfähigkeit einsatzgehärteter Zahnräder im Bereich hoher Lastspielzahlen. TU München (2010).
- 174 GRIGGEL, T. Einfluss der Fertigungsqualität auf die Schwingungsanregung von Stirnrädern. TU München (2010).
- 175 LAYHER, M. Einfluss der Schmierstoffadditivierung auf das Reibungsverhalten nasslaufender Reibschaltelemente. TU München (2011).
- 176 HOCHMANN, M. Zahnradtragfähigkeit bei Schmierung mit Getriebefließfetten. TU München (2011).
- 177 DETZEL, J. Tribologische Untersuchungen an Achsgetrieben zur Verbesserung des Wirkungsgrads. TU München (2011).
- 178 ZIEGLER, A. Zur verkürzten Systemlebensdauerprüfung von Zahnradgetrieben. TU München (2011).
- 179 THOMA, F. Lastübertragung im verformten System Lager-Welle-Zahnrad. TU München (2012).
- 180 FRÜHE, T. Berechnung und Minimierung der Zahnfußspannung von Standard- und LowLos-Verzahnungen. TU München (2012).
- 181 WITZIG, J. Flankenbruch - Eine Grenze der Zahnradtragfähigkeit in der Werkstofftiefe. TU München (2012).
- 182 KLEIN, M. Zur Fresstragfähigkeit von Kegelrad- und Hypoidgetrieben. TU München (2012).
- 183 KURTH, F. Efficiency Determination and Synthesis of Complex-Compound Planetary Gear Transmissions. TU München (2012).
- 184 WOHLLEBER, F. Thermischer Haushalt nasslaufender Lamellenkupplungen. TU München (2012).
- 185 HEIDER, M. Schwingungsverhalten von Zahnradgetrieben. TU München (2012).
- 186 MONZ, A. Tragfähigkeit und Wirkungsgrad von Schneckengetrieben bei Schmierung mit konsistenten Getriebefetten. TU München (2012).
- 187 WIRTH, M. Schleppmomente in Synchronisierungen von Fahrzeuggetrieben. TU München (2012).
- 188 BANSEMIR, G. Konstruktionsleitsystem für den durchgängig rechnerbasierten Zahnradgetriebeentwurf. TU München (2012).

- 189 HERGESELL, M. Grauflecken- und Grübchenbildung an einsatzgehärteten Zahnrädern mittlerer und kleiner Baugröße. TU München (2013).
- 190 KOLLER, P. Steigerung der Zahnflankentragfähigkeit durch Optimierung von Eigenspannungs- und Oberflächenzustand. TU München (2013).
- 191 SCHLEICH, T. Temperatur- und Verlustleistungsverhalten von Wälzlagern in Getrieben. TU München (2013).
- 192 STEMLINGER, J.-P. Tragfähigkeit und Wirkungsgrad von Stirnradgetrieben bei Schmierung mit hochviskosen Fluiden und Fetten NLGI 0,1 und 2. TU München (2013).
- 193 FÜRSTENBERGER, M. Betriebsverhalten verlustoptimierter Kunststoffzahnäder. TU München (2013).
- 194 HOMBAUER, M. Grauflecken an Kegelrad- und Hypoidverzahnungen und deren Einfluss auf die Grübchentragfähigkeit. TU München (2013).
- 195 MAYER, J. Einfluss der Oberfläche und des Schmierstoffs auf das Reibungsverhalten im EHD-Kontakt. TU München (2013).
- 196 BAUHOFFER, H. Kontakt- und Laufverhalten von Kronenrädern unter Montageabweichungen. TU München (2014).
- 197 LECHNER, C. Energiebilanzierung des CVT-Hybrid. TU München (2014).
- 198 HINTERSTOISSER, M. Zur Optimierung des Wirkungsgrades von Stirnradgetrieben TU München (2014).
- 199 LOMBARDO, S. Einfluss von verschiedenen Carbonitrierverfahren auf die Zahnfuß- sowie Zahnflankentragfähigkeit von Stirnrädern. TU München (2014).
- 200 IDLER, S. Die Fresstragfähigkeit stufenloser Umschlingungsgetriebe. TU München (2014).
- 201 LANGHEINRICH, A. Geometrie, Beanspruchung und Verformung asymmetrischer Stirnradverzahnungen. TU München (2014).
- 202 MATT, P. Einfluss der Stirnkanten auf die Tragfähigkeit von Verzahnungen. TU München (2014).
- 203 HENSEL, M. Thermische Beanspruchbarkeit und Lebensdauerverhalten von nasslaufenden Lamellenkupplungen. TU München (2014).
- 204 GEIGER, J. Wirkungsgrad und Wärmehaushalt von Zahnradgetrieben bei instationären Betriebszuständen. TU München (2015).
- 205 SIGMUND, W. Untersuchung und Simulation des Verschleißverhaltens von Schneckengetrieben mit unvollständigem Tragbild. TU München (2015).

- 206 PARLOW, J. Erweiterter Verzahnungsentwurf im Anforderungs- und Gesamtsystemkontext. TU München (2016).
- 207 NEUBAUER, B. Lastverteilung und Anregungsverhalten in Planetengetriebesystemen. TU München (2016).
- 208 NITSCH, C. Dynamisches Betriebsverhalten von Werkstoffverbundzahnradern. TU München (2016).
- 209 BIHR, J. Untersuchung des Schwingungsverhaltens von mehrstufigen Stirnradgetrieben unter besonderer Berücksichtigung des Welle-Lager-Systems. TU München (2016).
- 210 SCHURER, S. Einfluss nichtmetallischer Einschlüsse in hochreinen Werkstoffen auf die Zahnfußtragfähigkeit. TU München (2016)
- 211 KADACH, D. Stillstandsmarkierungen an Zahnradern und deren Auswirkungen auf die Flankentragfähigkeit. TU München (2016)
- 212 FELBERMAIER, M. Untersuchungen zur Graufleckenbildung und deren Einfluss auf die Grübchentragfähigkeit einsatzgehärteter Stirnräder. TU München (2016)
- 213 ACUNER, R. Synchronisierungen mit Carbon-Reibwerkstoffen unter hohen und extremen Beanspruchungen. TU München (2016)
- 214 LOHNER, T. Berechnung von TEHD Kontakten und Einlaufverhalten von Verzahnungen. TU München (2016)
- 215 ZIMMER, M. Berechnung und Optimierung von Geometrie und Eingriffsverhalten von Verzahnungen beliebiger Achslage. TU München (2017)
- 216 GWINNER, P. Auslegung schwingungsarmer Stirnradverzahnungen für den automobilen Einsatz in hochdrehenden, elektrisch angetriebenen Achsgetrieben. TU München (2017)
- 217 SCHULTHEISS, H. Zum Verschleißverhalten einsatzgehärteter Zahnradpaarungen in Abhängigkeit des Schmierungsmechanismus bei Fettschmierung. TU München (2017)
- 218 MOSER, K. Methode zur Untersuchung des Betriebsverhaltens stufenloser Umschlingungsgetriebe. TU München (2017)
- 219 STREBEL, M. Spontanschäden an nasslaufenden Lamellenkupplungen. TU München (2017)
- 220 BAAR, M. Kennwerte zur Tragfähigkeit kleinmoduliger Kronenradverzahnungen unterschiedlicher Werkstoffpaarung. TU München (2017)
- 221 WICKBORN, C. Erweiterung der Flankentragfähigkeitsberechnung von Stirnrädern in der Werkstofftiefe. TU München (2017)
- 222 MEINGASSNER, G. Methodik zur Untersuchung des Reibveehaltens nasslaufender Lamellenkupplungen bei Langsamlauf- und Mikroschlupf. TU München (2017)

- 223 ZORNEK, B. Untersuchungen zur Flankentragfähigkeit vergüteter und nitrierter Innen- und Außenverzahnungen. TU München (2018)
- 224 DOBLER, F. Einflüsse auf die Tragfähigkeit induktiv umlaufgehärteter Stirnräder. TU München (2018)
- 225 DAFFNER, M. Validierung von Verformungsberechnungen im System Zahnrad-Welle-Gehäuse. TU München (2018)
- 226 HEIN, M. Zur ganzheitlichen betriebsfesten Auslegung und Prüfung von Getriebezahnradern. TU München (2018)
- 227 HASL, C. Zur Zahnfußtragfähigkeit von Kunststoffzahnradern. TU München (2018)
- 228 KOHN, B. Topologische Flankenkorrekturen zur Anregungsoptimierung von Stirnradgetrieben. TU München (2019)
- 229 BOIADJIEV, I. Schadensentwicklung und Tragfähigkeit carbonitrierter Kegelradverzahnungen. TU München (2019)
- 230 MAUTNER, E.-M. Grübchentragfähigkeit von Schneckengetrieben großer Baugröße mit unvollständigem Tragbild. TU München (2019)
- 231 ENGELHARDT, C. Einfluss von Wasser in Getriebeölen auf die Zahnflankentragfähigkeit einsatzgehärteter Stirnräder. TU München (2019)
- 232 VÖLKEL, K. Charakterisierung des Einlaufverhaltens nasslaufender Lamellenkuppungen. TU München (2020)
- 233 BANSEMIR, S. Bewertung von Berechnungstiefe und Aussagegüte bei der Stirnradgetriebeberechnung. TU München (2020)
- 234 UTAKAPAN, T. Schwingungsverhalten mehrstufiger Getriebe. TU München (2020)
- 235 KÖNIG, J. Steigerung der Zahnflankentragfähigkeit durch optimierte Fertigung und Schmierung. TU München (2020)
- 236 JURKSCHAT, T. Erweiterte Bestimmung lastabhängiger Verluste von Stirnradgetrieben. TU München (2020)
- 237 EBNER, M. Selbstschmierung hochbelasteter Zahnradkontakte mit schmierstoffgetränkten porösen Eisenwerkstoffen. TU München (2021)
- 238 REIMANN, T. Einfluss der Treibrichtung auf die Flankentragfähigkeit von Stirnrad-, Kegelrad- und Hypoidgetrieben. TU München (2021)
- 239 DOBLER, A. Verschleiß als Lebensdauergrenze für Zahnräder. TU München (2021)
- 240 DAI, R. Change-Management-fokussierte Einführung eines "Ganzheitlichen Produktionssystems" in Klein- und Kleinunternehmen. TU München (2021)

