
Ermüdungsverhalten von Bauteilen aus Stahl- und Aluminium-Sintermetallen

Abschlussbericht

Förderprogramm: Innovative regionale Wachstumskerne
Wachstumskern: Thale PM
Verbundprojekt: Nr. 7 - Prüfsystem
Teilprojekt: Betriebsfestigkeit

Forschungsstelle: TU Dresden, Institut für Festkörpermechanik
Projektleiter: Prof. Dr.-Ing. habil. Klaus-Georg Eulitz
Bearbeiter: Dipl.-Ing. Sebastian Götz
Bearbeitungszeitraum: 01.01.2009 - 31.10.2011

Das im Folgenden dargestellte als Teilvorhaben im Rahmen des

Wachstumsplans Thale PM - Vom Pulver zu innovativen hochpräzisen Multifunktionsbauteilen und Verschleißschutzlösungen

durchgeführte Forschungsprojekt Betriebsfestigkeit:

Ermüdungsverhalten von Bauteilen aus Stahl- und Aluminium-Sintermetallen

wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Bildung und Forschung (BMBF) unter dem Förderkennzeichen 03WKBO07D gefördert.

Der nachstehende Bericht fasst Zielsetzung und wichtigste Ergebnisse des Forschungsprojektes zusammen.

Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt beim Autor. Die TU Dresden und der Berichtersteller übernehmen keine Haftung für Schäden, die aufgrund von weiterführenden fehlerhaften Anwendungen der in diesem Bericht dargestellten Ergebnisse entstehen.

Inhaltsverzeichnis

Verwendete Formelzeichen	iii
Abkürzungsverzeichnis	vii
1 Einleitung	1
1.1 Aufgabenstellung und Lösungsweg	1
1.2 Stand der Technik	2
2 Datenbasis	5
2.1 Experimentelle Untersuchungen	5
2.1.1 Werkstoffe	5
2.1.2 Proben- und Bauteilcharakterisierung	6
2.1.3 Versuchsplan und Prüfstände	8
2.1.4 Ergebnisse	11
2.2 LBF-Berichte	14
3 Stützwirkungskonzept zur Übertragung der Wechselfestigkeit	17
3.1 Grundlegendes zur Wechselfestigkeit	17
3.2 Kerbwirkung und Übertragbarkeit	18
3.3 Stützwirkungskonzepte für Sinterwerkstoffe	19
3.3.1 Mikro- und Makrostützwirkung nach NEUBER	20
3.3.2 SIEBEL/STIELER	20
3.3.3 Fehlstellenmodell	21
3.3.4 Theory of Critical Distances (TCD)	22
3.3.5 Konzept des höchstbeanspruchten Werkstoffvolumens	25
3.3.6 Fazit	26
3.4 Auswertung und Treffsicherheit	28
3.4.1 Anwendung der TCD	28
3.4.2 Anwendung des $V_{90\%}$ -Konzepts	34
3.4.3 Fazit	36
3.5 Zusammenfassung	38
4 Berechnung der Betriebsfestigkeit	41
4.1 Konzepte zur Lebensdauerabschätzung	41
4.1.1 Spannungsbasierte Konzepte	41
4.1.2 Örtliches Konzept	46

4.1.3	Fazit	47
4.2	Ergebnisse der Lebensdauerabschätzung	47
4.3	Zusammenfassung	51
5	Zusammenfassung und Schlußfolgerungen	53
A	Anhang	55
A.1	Versuchsergebnisse	56
A.1.1	Kraftgeregelte Einstufenversuche	56
A.1.1.1	Bauteile	56
A.1.1.2	ungekerbte Flachproben	64
A.1.1.3	gekerbte Flachproben	68
A.1.2	Betriebslastenversuche	80
A.1.3	Dehnungsgeregelte Einstufenversuche	82
A.1.4	Bruchmechanische Untersuchungen	88
A.2	Ergebnisse der Lebensdauerabschätzung	88
A.3	Datensatz aus den LBF Berichten 158 und 170	92
	Abbildungsverzeichnis	97
	Tabellenverzeichnis	99
	Literaturverzeichnis	101

Verwendete Formelzeichen

Lateinische Formelzeichen	
a	Exponent für höchstbeanspruchtes Werkstoffvolumens nach KUGUEL
b	Exponent des elastischen Anteils der DWL
c	elastischer Übertragungsfaktor Exponent des plastischen Anteils der DWL
D_i	Teilschädigung
D_{rel}	relative Schädigungssumme
$\overline{D}_{\text{rel}}$	mittlere relative Schädigungssumme
E	Elastizitätsmodul
F_a	Kraftamplitude
g	Spannungsfunktion
i	Ordnungszahl eines Versuchsergebnisses
I	Regellosigkeit einer Lastfolge
k	Exponent der Wöhlerlinie
K	Wöhlerlinienkoeffizient
K_f	Kerbwirkungszahl
$\Delta K_{I,\text{th}}$	Schwellwert des zykl. Spannungsintensitätsfaktor (Modus I)
K_t	Formzahl bezogen auf Nettoquerschnitt
K'	Koeffizient der ZSD-Kurve
l	Anzahl der Kollektivstufen
L	Materialparameter der Theory of Critical Distances
m	Anzahl aller Versuchsergebnisses
M	Mittelspannungsempfindlichkeit
n	Stützziffer
n_{ber}	berechnete Stützziffer
n_{exp}	experimentell ermittelte Stützziffer
n_i	Anzahl der Schwingspiele einer Kollektivstufe
n_{rel}	relative Stützziffer
\hat{n}_{rel}	mittlere relative Stützziffer
n_{TCD}	Stützziffer aus TCD

n_{TCD}^*	bezogene Stützziffer der TCD
n_{st}	statistische Stützziffer
n_{vm}	verformungsmechanische Stützziffer (Makrostützwirkung)
$n_{\chi'}$	Stützziffer Spannungsgradientenansatz
n'	Exponent der ZSD-Kurve
N	Lastwechselzahl, Lebensdauer
N_A	Anrisslastwechselzahl
N_i	ertragbare Lastwechselzahl für eine Spannungsamplitude
N_W	Abknicklastwechselzahl in die Wechselfestigkeit
P	Eintrittswahrscheinlichkeit
r_k	kritischer Radius TCD
$r_{k,AM}$	kritischer Radius, Area Method
$r_{k,LM}$	kritischer Radius, Line Method
$r_{k,PM}$	kritischer Radius, Point Method
$r_{k,VM}$	kritischer Radius, Volume Method
R	Spannungsverhältnis
R_m	Zugfestigkeit
s_g	Gleitschichtdicke
$s_{\log D_{\text{rel}}}$	Standardabweichung der relativen Schädigungssumme
$s_{\log \hat{n}_{\text{rel}}}$	Standardabweichung rel. Stützziffer
$s_{\log N}$	Standardabweichung in Lebensdauerrichtung
s_{σ}	Standardabweichung in Spannungsrichtung
T_{σ}	Streuspanne, Spannungsrichtung
$T_{\hat{n}_{\text{rel}}}$	Streuspanne der relativen Stützziffer
T_N	Streuspanne in Lebensdauerrichtung
u_0	Quantil der standardisierten Normalverteilung
V	Volumen
$V_{90\%}$	Volumen mit mindestens 90% der maximalen Spannung
w	Exponent für höchstbeanspruchtes Werkstoffvolumens nach SONSINO

Griechische Formelzeichen

ε_a	Gesamtdehnungsamplitude
$\varepsilon_{a,el}$	elastischer Anteil der Dehnungsamplitude
$\sigma_{a,ers}$	mittelspannungsfreie Ersatzspannungsamplitude
$\varepsilon_{a,pl}$	plastischer Anteil der Dehnungsamplitude
$\varepsilon_{a,pl,W}$	dauerhaft ertragbare plastische Dehnungsamplitude

$\varepsilon_{a,t}$	Gesamtdehnungsamplitude
ε'_f	Koeffizient des plastischen Anteils der DWL
κ	Exponent der Weibullverteilung
ρ	Kerbradius bzw. Dichte
ρ^*	Ersatzstrukturlänge nach NEUBER
σ_a	Spannungsamplitude
$\sigma_{a,\delta}$	örtliche Spannungsamplitude
σ_{eff}	effektive Kerbspannung
σ'_f	Koeffizient des elastischen Anteils der DWL
σ_I	1. Hauptspannung
$\sigma_{I,\text{max}}$	Maximalwert der Spannungsverteilung (1. HS)
σ_m	Mittelspannung
σ_o	Oberspannung
σ_u	Unterspannung
σ_V	Vergleichsspannung
σ_W	Werkstoffwechselfestigkeit
σ_{WK}	Wechselfestigkeit gekerbter Struktur als Kerbspannung
χ'	bezogener Spannungsgradient

Abkürzungsverzeichnis

AM	Area Method der Theory of Critical Distances
B	Bruch
BLV	Betriebslastenversuch
D	Durchläufer
DIN	Deutsches Institut für Normung
DWL	Dehnungswöhlerlinie
ESV	Einstufenversuch
FEM	Finite Elemente Methode
FKM	Forschungskuratorium Maschinenbau
HCF	High Cycle Fatigue
kfz	kubisch flächenzentriert
krz	kubisch raumzentriert
LBF	Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit
LM	Line Method der Theory of Critical Distances
ME	Miner Elementar
MK	Miner Konsequent
MM	Miner Modifiziert
MO	Miner Original
PM	Point Method der Theory of Critical Distances
TCD	Theory of Critical Distances
TGL	Technischen Normen, Gütevorschriften und Lieferbedingungen
VM	Volume Method
WF	Wechselfestigkeit
WL	Wöhlerlinie
ZF	Zeitfestigkeit
ZL	Modifikation nach ZENNER und LIU
ZSD	zyklische Spannungs-Dehnungs(-Kurve)

1 Einleitung

1.1 Aufgabenstellung und Lösungsweg

Pulvermetallurgisch hergestellte Bauteile haben eine große Bedeutung in der modernen Massenproduktion. Der Herstellungsprozess ermöglicht fast nachbearbeitungsfreie Bauteile bei nahezu beliebiger Form [1]. Auch aufgrund des zunehmenden ökonomisch wie ökologisch bedingten Zwangs zum Leichtbau haben sie dank ihrer geringen Dichte ein großes Substitutionspotential gegenüber herkömmlichen Werkstoffen [2]. Neben zahlreichen Untersuchungen zu Einflüssen auf Materialparameter, wie z. B. die Wechselfestigkeit des Werkstoffs [3], [4], existieren bisher relativ wenige Untersuchungen zur Schwingfestigkeit von Bauteilen. An diesem Punkt soll das Forschungsprojekt anknüpfen und Erkenntnislücken schließen.

Die Ziele des Forschungsvorhabens lassen sich in zwei Teilbereiche gliedern:

1. Übertragung der Wechselfestigkeit von Werkstoffproben auf reale Bauteile
2. Validierung von Verfahren zur Lebensdauerabschätzung unter Betriebslasten

Das erste Teilgebiet umfasst die Ermittlung der Wechselfestigkeit der untersuchten Werkstoffe an Werkstoffproben und an Kerbproben bzw. Bauteilen. Aus dem Vergleich der Ergebnisse werden Konzepte zur Bestimmung der Stützwirkung in Form einer Stützziffer n verglichen und Empfehlungen für deren Anwendbarkeit auf Sintermetalle gegeben. Stützzifferkonzepte sind auch Grundlage des örtlich-elastischen Konzeptes zur Lebensdauerabschätzung, welches Eingang in die Richtlinien zur Schwingfestigkeit gefunden hat (z. B. [5], [6]).

Im zweiten Teil soll die Treffsicherheit verschiedener Konzepte zur Lebensdauerabschätzung untersucht werden. Das erfolgt über den Vergleich von Lebensdauern, die anhand von Bauteilwöhlerlinien berechnet werden, mit denen, die aus Betriebslastenversuchen stammen. Daraus werden effektive Schädigungssummen für die Anwendung der relativen Miner-Regel abgeleitet. Die Treffsicherheit der verschiedenen Verfahren zur Lebensdauerabschätzung wird anhand der Streuung der relativen Schädigungssummen beurteilt. Weiterhin werden dehnungsgeregelte Versuche durchgeführt. Diese liefern die für das Örtliche Konzept benötigten Material- und Eingabeparameter.

1.2 Stand der Technik

Der grundlegende Kenntnisstand zur Schwingfestigkeit von pulvermetallurgisch hergestellten Bauteilen ist in der aktuellen DIN Norm 30912 zur Schwingfestigkeit von Sinterstählen [7] zusammengefasst. Ein Überblick über die betriebsfeste Bemessung von PM-Bauteilen und die erforderlichen Werkstoffkennwerte ist in [2] und [8] zu finden. Eine ausführliche Sammlung konkreter Versuchsergebnisse, die z. T. auch in diesem Vorhaben Anwendung finden, stellen die LBF-Berichte [9], [10], [11] sowie [12] dar.

Werkstoffseitig wird die Wechselfestigkeit neben der chemischen Zusammensetzung des Pulvers und den Sinterbedingungen vor allem durch die Dichte bestimmt [13]. Eine Dichtesteigerung von $6,5 \frac{\text{g}}{\text{cm}^3}$ um $\approx 15\%$ auf $7,5 \frac{\text{g}}{\text{cm}^3}$ erhöht die Werkstoffwechselfestigkeit um den Faktor 2. Damit zeigt sich eine deutlich größere Stützwirkung infolge inhomogener Beanspruchung als bei Walz- und Schmiedestählen, i.e. Sinterstähle sind deutlich unempfindlicher gegenüber äußeren Kerben. Ähnlich Gusswerkstoffen mindert die Porosität den Einfluss von äußeren Kerben [12]. Damit verschwindet der Unterschied in der Werkstoffwechselfestigkeit zwischen Sinterstählen und vergleichbaren Baustählen mit zunehmender Kerbschärfe nahezu.

Zur Übertragbarkeit von Festigkeitskennwerten auf Bauteile existiert für Sinterwerkstoffe kein allgemeingültiges Konzept. Stand der Technik ist es, zur Bewertung eines Bauteils die Wöhlerlinie, die an Proben gleicher chemischer Zusammensetzung und gleicher Dichte und gleicher Kerbform bestimmt wurde, zu verwenden. Als Vergleichskriterium der unterschiedlichen Kerben wird die Formzahl herangezogen. Deren Definition ist bei Sinter-Bauteilen beliebiger Form oft nicht möglich. Als Alternative wird bisweilen das Konzept des höchstbeanspruchten Werkstoffvolumens verwendet [8]. Eine umfassende Auswertung zum dabei verwendeten empirisch zu ermittelnden Exponenten, sowie zur Treffsicherheit des Konzeptes anhand einer größeren Datenbasis unter Verwendung unterschiedlicher Werkstoffzusammensetzungen existiert bislang noch nicht.

Zur Treffsicherheit der Lebensdauerabschätzung bei Betriebslasten sind in der Literatur keine Auswertungen dokumentiert. Für einen sicheren rechnerischen Festigkeitsnachweis ist die Kenntnis zu Streuung und Mittelwert der relativen Schädigungssummen unerlässlich.

Die Bewertung der schädigenden Wirkung von Mittelspannungen, die den Beanspruchungsamplituden überlagert sind, erfolgt über die Mittelspannungsempfindlichkeit bzw. das Haigh-Diagramm. Für Materialien geringer Duktilität wie Sinterstähle ist die Mittelspannungsempfindlichkeit nahezu konstant [2], [14], [15]. Es ist daher ausreichend Wechselfestigkeiten für lediglich zwei Spannungsverhältnisse zu bestimmen und die entstehende Gerade im Haigh-Diagramm zu interpolieren [16].

Das Festigkeitsverhalten von Sinterstählen unter mehrachsiger phasengleicher und phasenverschobener Biege- und Torsionsbeanspruchung wurde in [17], [18] untersucht. Die Untersuchung des mikroskopischen Bruchbildes im Elektronenrastermikroskop zeigte sowohl bei rei-

ner Biegung als auch reiner Torsion keinen Unterschied im Bruchmechanismus. Zur Bewertung mehrachsiger Spannungszustände kann daher die Vergleichsspannung nach der die generell für spröde Materialien geltende Normalspannungshypothese verwendet werden. Dabei wurde die Anwendung der Normalspannungshypothese für Sinterstähle mit den Dichten $\rho = 7,1 \frac{\text{g}}{\text{cm}^3}$ und $\rho = 7,4 \frac{\text{g}}{\text{cm}^3}$ untersucht. Sie lässt sich ohne Einschränkungen auch auf Sinterwerkstoffe mit geringeren Dichten und damit auch geringerer Duktilität anwenden. Für Sinterwerkstoffe, die durch eine höhere Dichte oder durch bestimmte Fertigungsverfahren, wie z. B. Heißisostatpressen oder Sinterschmieden, eine höhere Duktilität aufweisen, kann die Normalspannungshypothese nicht mehr angewendet werden. Hier kann nach [18] mit der Gestaltänderungsenergiehypothese gearbeitet werden.

In der Entwicklung befinden sich zunehmend auch auf Aluminium basierende Sinterlegierungen [19], [20]. Untersuchungen zur Schwingfestigkeit sind Gegenstand der aktuellen Forschung [21].

2 Datenbasis

2.1 Experimentelle Untersuchungen

2.1.1 Werkstoffe

Die im Vorhaben untersuchten Werkstoffe umfassten die Sinterstähle Sint-D11, Sint-D30, Sint-D35, sowie die beiden Sinteraluminiumlegierungen Alumix231 und AMB2900. Sämtliche Probestäbe (gekerbt und ungekerbt) und Bauteile sind so gepresst, dass an der im Sinne der Ermüdungsfestigkeit versagenskritischen Stelle die Dichte des Werkstoffs konstant ist. Die chemische Zusammensetzung und die Dichten sind in Tab. 2.1 aufgelistet. Beispielhaft sind in Abb. 2.1 Gefügeschliffbilder für beide Sinteraluminiumlegierungen abgebildet. Die Material-

Tab. 2.1: Charakterisierung der untersuchten Werkstoffe

Werkstoff	chem. Zusammensetzung	Dichte ρ [$\frac{g}{cm^3}$]
Alumix231	Al Si14 Cu2,5 Mg0,5	2,63
AMB2900+2%ZS	(Al Cu3,0 Mg1,5 Si0,3 Sn0,6) + ZS (ZrSiO4)	2,73
Sint-D11	Fe Cu1,5 C0,6	6,9
Sint-D30	Fe C0,3 Cu1,5 Ni4,0 Mo0,5	7,0
Sint-D35	Fe P0,45	6,9

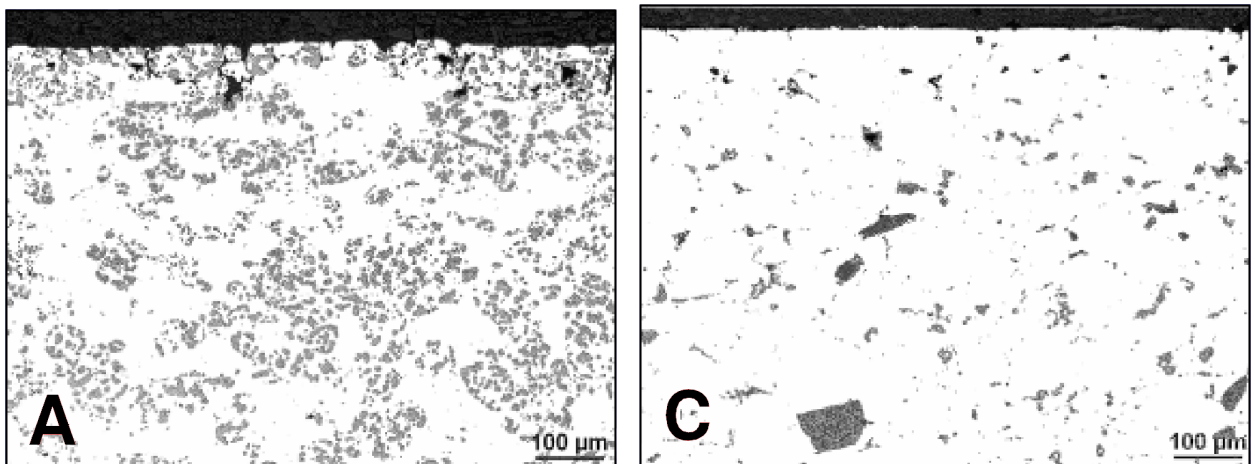


Abb. 2.1: Gefügeschliffe der Sinteraluminiumlegierungen aus [22], A: Alumix231, C: AMB2900

konstanten zur Charakterisierung des elastischen Materialverhaltens wurden mittels Impuls-Echo-Verfahren ermittelt und sind in Tab. 2.2 aufgeführt. Weiterhin wurden die Schwellwerte

Tab. 2.2: Elastische Materialkonstanten

Werkstoff	Querkontraktionszahl	E-Modul [MPa]
Alumix231	0,27	68820
AMB2900	0,34	65960
Sint-D11	0,27	125050
Sint-D30	0,27	134530
Sint-D35	0,28	141820

für das (Makro-)Risswachstum $\Delta K_{I,th}$ bei schwellender Beanspruchung bestimmt. Diese finden im Kapitel zum Stützziffernkonzentration Anwendung. Die Ergebnisse sind im Anhang A.1.4 unter Tab. A.23 aufgelistet.

2.1.2 Proben- und Bauteilcharakterisierung

Für die im Versuchsplan (Tab. 2.4) unterschiedenen Versuche wurden unterschiedliche Probengeometrien und Bauteile verwendet. Für die dehnungsgeregelten Einstufenversuche wurden aus gesinterten Ronden Rundproben herausgearbeitet (Abb. 2.3). Die Probengeometrie wurde nach der Vorgabe gewählt, über dem Messbereich des Dehnungsaufnehmers einen ungestört homogenen Dehnungszustand zu erreichen. Für die Ermittlung der Werkstoffdauerfestigkeit in kraftgeregelten Einstufenversuchen wurden ungekerbte Flachproben entsprechend der DIN Norm für Probekörper zur Ermüdungsprüfung [23] gepresst. Darin sind weiterhin gekerbte Probestäbe für die Ermüdungsprüfung enthalten. Diese wurden ebenfalls für kraftgeregelte Einstufenversuche zur Ermittlung der Wechselfestigkeit und der Wöhlerlinie verwendet (Abb. 2.2).

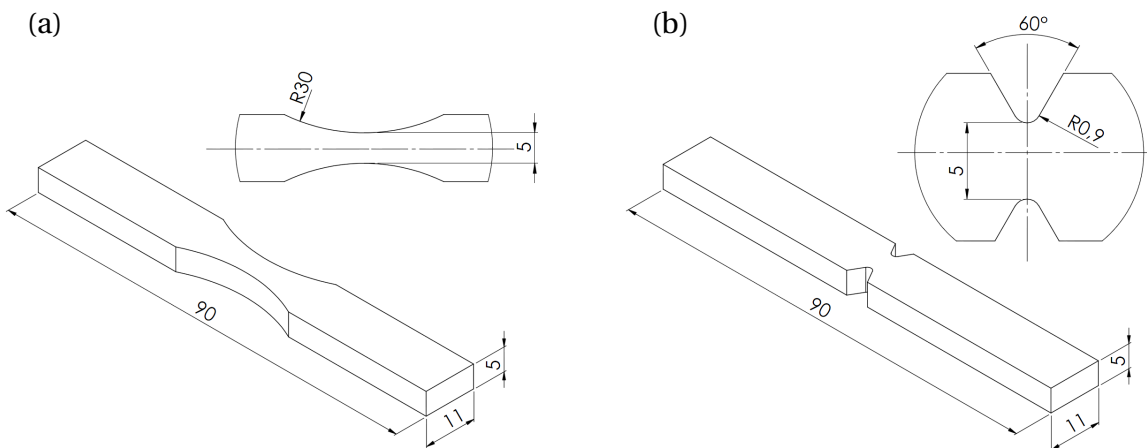


Abb. 2.2: Flachproben (a) ungekerbt und (b) gekerbt nach DIN EN ISO 3928

Im Projekt war weiterhin vorgesehen, Wöhlerlinien und Betriebslastenversuche an realen Bauteilen, sogenannten Demonstratorbauteilen, durchzuführen. Dafür wurde für die Sinterstähle Sint-D11, Sint-D30 und Sint-D35 das Bauteil Kettenrad (Abb. 2.4 (a)) ausgewählt. Bedingt durch die kompakte Bauweise versagt dieses Bauteil in der praktischen Anwendung eher durch Verschleiß an den Zahnflanken als durch Ermüdungsbruch. Um es dennoch einer zyklischen Prüfung zugänglich zu machen und dazu noch eine designierte versagenskritische Stelle zu erhalten, wurden 5 der 6 Verbindungsstreben durchtrennt und der verbleibende Steg axial belastet.

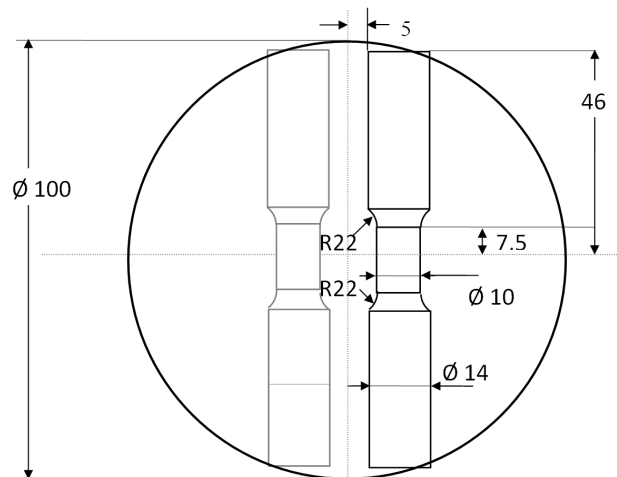


Abb. 2.3: Aus Rondens hergestellte Rundproben

Als Bauteil für die Sinteraluminiumlegierung Alumix231 stand das Demonstratorbauteil Rotor (Abb. 2.4 (b)) zur Verfügung. Dieser besteht aus drei identischen und einem etwas größerem Flügel. Infolge des Verlaufs der Flügel an den zylindrischen Grundkörper stellt der Rotor ein stark gekerbtes Bauteil dar. Die im Prüfstand aufgebrachte Belastung ist in Abb. 2.6 ersichtlich.

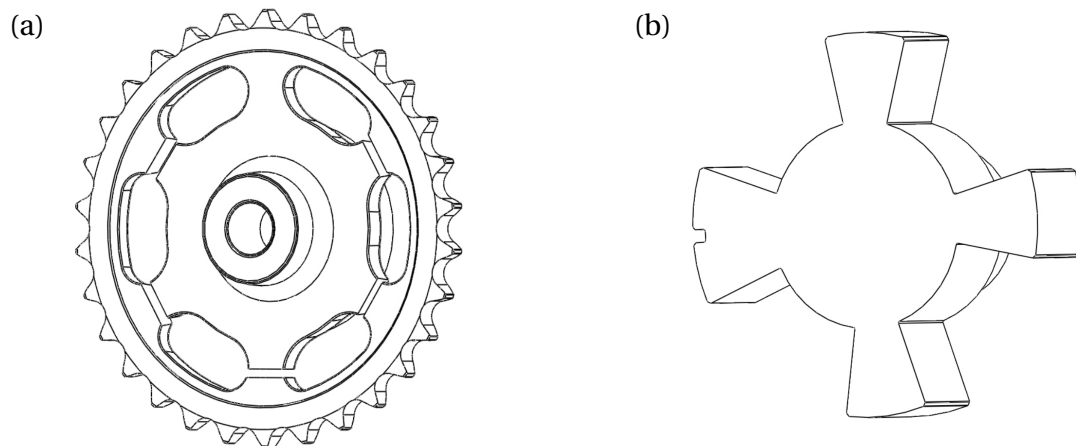


Abb. 2.4: Bauteile (a) Kettenrad und (b) Rotor

Der sich infolge der aufgetragenen Belastung für alle Bauteile einstellende Beanspruchungszustand wurde anhand von FE-Analysen mit ANSYS [24] berechnet, Tab. 2.3. Dies beinhaltet die Ermittlung der maximalen Kerbbeanspruchung als 1. Hauptspannung in Form eines elastischen Übertragungsfaktors c . Wenn sinnvoll möglich, wurde eine Formzahl K_t mit angegeben. Diese Werte allein sind ungeeignet zur vollständigen Beschreibung einer Kerbe und ihrer möglichen Wirkung bei dynamischer Belastung. Deshalb wurde zusätzlich der Spannungsverlauf an der versagenskritischen Stelle senkrecht zur Bauteiloberfläche, der bezogene Spannungsgradient χ' (definiert in Absatz 3.3.2) und das höchstbeanspruchte Volumen, definiert als das Volumen mit mindestens 90% der Maximalspannung [25], ausgewertet. Diese Ergebnisse finden in Kapitel 3 für Stützziffernkonzeppte Anwendung.

Tab. 2.3: Ergebnisse der Beanspruchungsanalyse

Probe/Bauteil:	Flachprobe ungekerbt	Flachprobe gekerbt	Kettenrad	Rotor
$c = \frac{\sigma_{\max}}{F}$ [mm ⁻²]	0,0416	0,1011	0,0378	0,1103
K_t [-]	1,04	2,53	1,55	-
χ' [-]	0	1,97	0,36	6,9
$V_{90\%}$ [mm ³]	140,5	0,1663	5,547	0,0803

2.1.3 Versuchsplan und Prüfstände

Der Gesamtumfang der im Vorhaben durchgeführten Versuche ist in Tab. 2.4 aufgelistet. Die Versuche sind in Werkstoff, Bauteil und Kerbprobe untergliedert. Für die Werkstoffuntersuchungen wurden ungekerbte Rundproben zur Ermittlung der Dehnungswöhlerlinie (DWL) und der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve (ZSD), sowie ungekerbte Flachproben zur Ermittlung der Werkstoffwechselfestigkeit (WF) verwendet. Mit den Bauteilen Kettenrad und Rotor, sowie den Kerbproben wurde dazu der Zeitfestigkeitsbereich (ZF) der Wöhlerlinie bei wechselnder und schwellender Beanspruchung bestimmt.

Die Einspannung des Bauteils Kettenrad wurde durch radiales, beidseitiges Klemmen an den Zahnflanken realisiert. Die Lasteinbringung erfolgte über einen passgenauen Bolzen in der Zahnradmitte (vgl. Abb. 2.5). Dieser wurde über zwei im Vergleich zum Steg des Kettenrades steifen Zuglaschen mit dem Prüfzylinder verbunden. Dadurch wurde gewährleistet, dass der Bolzen bei Belastung nicht verkippt. Die Belastung erfolgte in axialer Richtung für den verbleibenden Steg.

Das Bauteil Rotor wurde im Prüfstand geklemmt, so dass eine feste Einspannung entsprechend Abb. 2.6 erreicht wurde. Die Belastung wurde über ein Kugelgelenk momentenfrei auf eine Flanke des Rotorflügels aufgebracht. Diese Querkraftbiegung führte zur maximalen Beanspruchung an der scharfen Kerbe am Fuß des Rotorflügels.

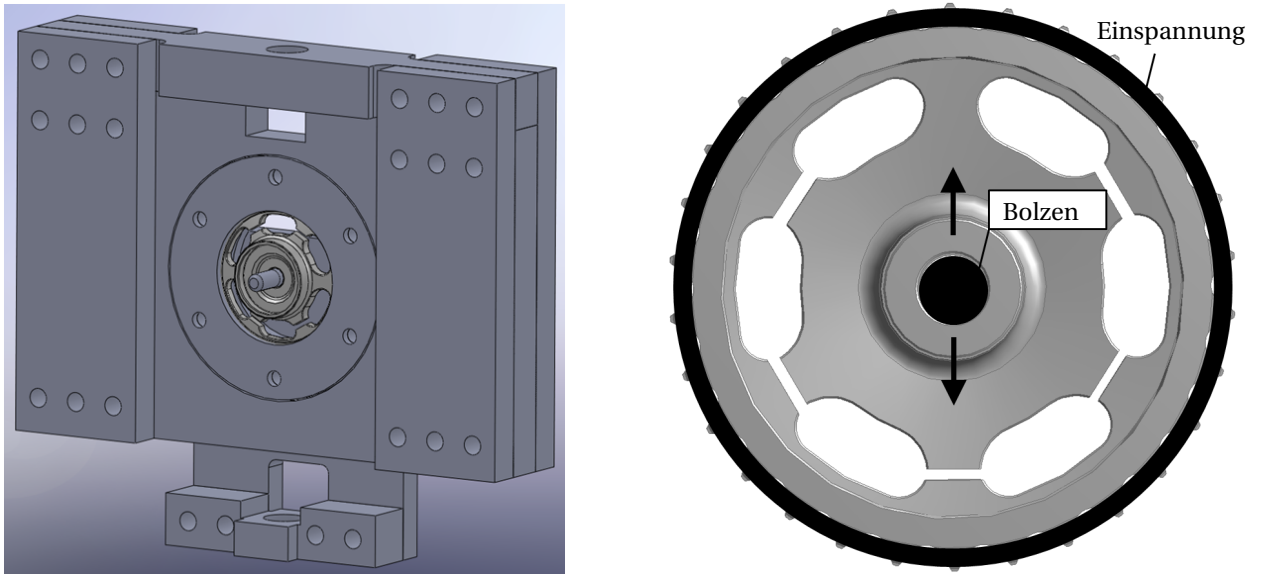


Abb. 2.5: Funktionsweise Prüfstand für Bauteil Kettenrad

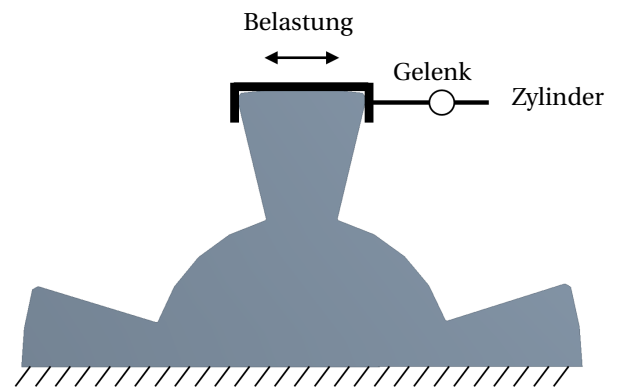
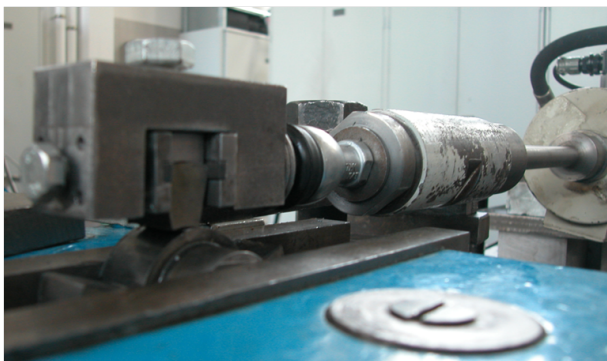


Abb. 2.6: Funktionsweise Prüfstand für Bauteil Rotor

Die zyklischen Versuche wurden an servohydraulischen Prüfständen durchgeführt. Die Versuchsregelung erfolgte mit dem Regelungssystem *IST 8800* von Instron Structural Testing Systems (IST). Softwareseitig erfolgte die Versuchsprogrammierung und die Messdatenerfassung mit *Labsite* von IST. Die Flachproben wurden mit mechanischer oder z. T. hydraulischer Einspannvorrichtung im Prüfstand fixiert. Für die Bauteile Kettenrad und Rotor musste ein spezieller Prüfstandsaufbau gebaut werden. Kraftgeregelte Einstufenversuche wurden im Zeitfestigkeitsbereich mit 20 Hz und im Wechselfestigkeitsbereich mit 30 Hz geprüft. Die dehnungsgeregelten Einstufenversuche wurden unter Verwendung mechanischer Dehnungsaufnehmer mit einem Messbereich von 10 mm mit 8 Hz geprüft.

Die Betriebslastenversuche erfolgten kraft geregelt mit der regellosen Standardlastfolge CC7 mit einem Kollektivumfang von $N = 1,42 \cdot 10^6$ Lastwechseln. Ihr Amplitudenkollektiv ist normalverteilt und sie weist Mittellastschwankungen auf (Unregelmäßigkeitsfaktor $I=0,7$).

Tab. 2.4: Versuchsplan des Vorhabens

Werkstoff	R	Werkstoffprobe		Bauteil		Kerbprobe	
		DWL/ZSD	WF	WF	ZF	WF	ZF
Alumix231	-1	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	0	-	✓	✓	✓	✓	✓
AMB2900	-1	-	✓	-	-	-	✓
	0	-	✓	-	-	✓	✓
Sint-D11	-1	✓	✓	-	✓	-	✓
	0	-	✓	-	✓	✓	✓
Sint-D30	-1	✓	-	-	✓	-	-
	0	-	-	-	✓	-	-
Sint-D35	-1	✓	✓	-	✓	✓	✓
	0	-	✓	-	✓	✓	✓

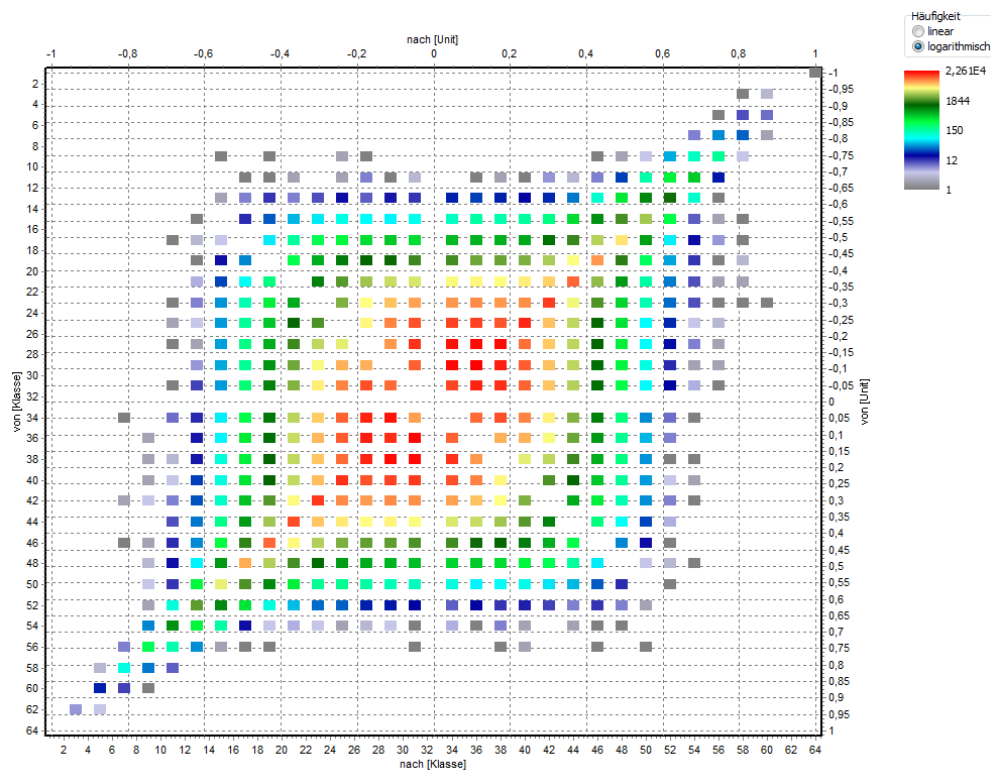


Abb. 2.7: Rainflowmatrix der verwendeten Lastfolge CC7

2.1.4 Ergebnisse

Die Ergebnisse aller kraft- und dehnungsgeregelten Einstufenversuche sowie der Betriebslastenversuche sind in Anhang A.1 ausführlich dokumentiert. In diesem Absatz wird nur ein genereller Überblick über die Ergebnisse gegeben. Die konkrete Verwertung der Ergebnisse für das Stützwirkungskonzept und die Lebensdauerabschätzung erfolgt gesondert in den Kapiteln 3 und 4. In Tabelle 2.5 sind die ermittelten Werkstoffwechselfestigkeiten aufgelistet. Dafür wurden Einstufenversuche nach dem Treppenstufenverfahren bei wechselnder und schwellender Belastung durchgeführt. Die Auswertung der einzelnen Versuchsreihen erfolgte nach der IABG-Methode, wie sie von HÜCK in [26] beschrieben ist. Auffällig ist hier die sehr große Streuung, die in Form der Standardabweichung dokumentiert ist. Allerdings sind die Werte erst ab einer Anzahl von ca. 17 Einzelversuchen sinnvoll anzugeben [27]. Eine Abschätzung des Mittelwertes kann bereits mit weniger Versuchen erfolge. Da für die Ableitung des Stützziffernkonzepes lediglich die Mittelwerte bei $R = 0$ verwendet werden, wurden hier weniger Versuche als bei $R = -1$ durchgeführt. Die größere Anzahl an Versuchen bei wechselnder Beanspruchung und der damit möglichen Aussage zur Streuung wurden durchgeführt, um den Verbundpartnern die entsprechenden Wechselfestigkeiten als Materialparameter der untersuchten Sintermetalle zur Verfügung zu stellen. Sie werden in dieser Arbeit nur indirekt als Eingangsgrößen zur Lebensdauerabschätzung verwendet. Die Wechselfestigkeiten der Kerbstäbe sind in Tab. 2.7 angegeben. Hier wurden zum Teil nur die Wechselfestigkeiten bei schwellender Beanspruchung für das Kerbwirkungskonzept ermittelt.

Tab. 2.5: Werkstoffwechselfestigkeiten, Auswertung nach IABG-Methode

Werkstoff	R [-]	σ_W [MPa]	Versuche	s_σ [MPa]
Sint-D11	-1	111,6	24	15,78
Sint-D11	0	85,7	12	2,65
Sint-D35	-1	108,6	16	14,70
Sint-D35	0	92,4	12	3,39
Alumix231	-1	96,2	24	9,65
Alumix231	0	64,0	7	6,17
AMB2900	-1	85,7	21	15,80
AMB2900	0	53,1	8	3,85

Die Zeitfestigkeitsgeraden der Wöhlerlinien wurden für alle vier Werkstoffe bei wechselnder und schwellender Beanspruchung bestimmt. Die Versuche wurden als Perlenschnurversuche mit einem Versuch pro Horizont durchgeführt. Die Ergebnisse der Auswertung sind in Anhang A.1.1.1 und A.1.1.3 zu finden. Die Exponenten im Zeitfestigkeitsbereich sind in Tab. 2.6 aufgelistet.

Eine Diskussion der Anstiege erfolgt im Absatz 4.2. Allgemein lässt sich auf Grundlage der acht

Wöhlerlinienpaare ein steilerer Anstieg der Zeitfestigkeitsgeraden bei Sinteraluminium als bei Sinterstahl feststellen. Die Exponenten bei Sinterstahl sind dagegen etwas größer, was mit einem flacheren Anstieg verbunden ist. Weiterhin zeigt sich, dass die Wöhlerlinien bei schwelloser Beanspruchung durchweg flacher verlaufen. Das ist insbesondere bei Sinteraluminium mit großen Mittelspannungsempfindlichkeiten (Tab. 2.8) verbunden. Diese wird für den Werkstoff bei Wechselfestigkeit N_W und für die Kerbproben nahe der Wechselfestigkeit bei $N = 10^6$ sowie im Zeitfestigkeitsbereich bei $N = 10^5$ angegeben. Im Vergleich zwischen gekerbten und ungekerbten Proben liegen die Mittelspannungsempfindlichkeiten im Wechselfestigkeitsbereich bei Sinterstahl sehr nahe beieinander. Deutlich größer sind die Unterschiede für Sinteraluminium.

Tab. 2.6: Exponenten der Wöhlerlinien

Werkstoff	Kettenrad	Rotor	Kerbprobe
	$k_{(R=-1)} / k_{(R=0)}$		
Alumix 231	-	4,67 / 6,11	4,13 / 4,81
AMB2900	-	-	4,44 / 4,78
Sint-D11	4,87 / 6,07	-	5,67 / 6,50
Sint-D30	5,95 / 6,95	-	-
Sint-D35	5,62 / 7,87	-	5,38 / 7,14

Tab. 2.7: Wechselfestigkeiten Kerbstäbe, Auswertung Treppenstufenversuche nach IABG-Methode

Werkstoff	R [-]	σ_W [MPa]	Versuche	s_σ [MPa]
Sint-D11	-1	-	-	-
Sint-D11	0	160,2	16	6,25
Sint-D35	-1	194,0	27	14,09
Sint-D35	0	157,5	17	20,24
Alumix231	-1	131,5	16	4,37
Alumix231	0	90,6	12	27,72
AMB2900	-1	-	-	-
AMB2900	0	79,8	13	20,13

Das Ausfallkriterium dehnungsgeregelter Einstufenversuche ist der technische Anriss. Er wird ab dem Lastwechsel definiert, an dem die Steifigkeit der Probe, definiert als der Quotient aus Kraft- und Dehnungsamplitude, um 3% ihres Maximalwertes abgefallen ist (Abb. 2.8). Bei allen untersuchten Werkstoffen zeigt sich dabei ein ähnlicher Verlauf. Bis zum Anriss blieb die Steifigkeit nahezu konstant. Zwischen Anriss und Bruch lagen dann vergleichsweise wenige Lastwechsel. Das zeigt sich noch stärker bei logarithmischer Skalierung der Lastwechselzahlen. Bei kraftgeregelten Versuchen an gekerbten Proben kann die Dehnungsamplitude im Kerbgrund nicht gemessen werden. Der aus Kraft- und Wegamplitude gebildete Steifigkeitsverlauf streut aufgrund der kurzen Zylinderwege deutlich stärker als unter Verwendung der Dehnung, die

mit deutlich höherer Auflösung als der Weg gemessen werden kann. Ein Unterschied zwischen Anriss und Bruch war somit nicht mehr erkennbar. Alle im Vorhaben ermittelten Lastwechselzahlen sind mit dem Ausfallkriterium Bruch ermittelt worden. Ein Unterschied zum Anriss besteht nicht, so dass von $N_{\text{Anriss}} = N_{\text{Bruch}}$ ausgegangen wird.

Tab. 2.8: Mittelspannungsempfindlichkeiten (Flachproben)

Werkstoff	Probenform	Bezug	M [-]
Sint-D11	ungekerbt	Wechselfestigkeit	0,30
	gekerbt	$N = 1 \cdot 10^6$	0,27
	gekerbt	$N = 1 \cdot 10^5$	0,33
Sint-D35	ungekerbt	Wechselfestigkeit	0,18
	gekerbt	$N = 1 \cdot 10^6$	0,16
	gekerbt	$N = 1 \cdot 10^5$	0,29
Alumix231	ungekerbt	Wechselfestigkeit	0,50
	gekerbt	$N = 1 \cdot 10^6$	0,59
	gekerbt	$N = 1 \cdot 10^5$	0,73
AMB2900	ungekerbt	Wechselfestigkeit	0,61
	gekerbt	$N = 1 \cdot 10^6$	0,44
	gekerbt	$N = 1 \cdot 10^5$	0,50

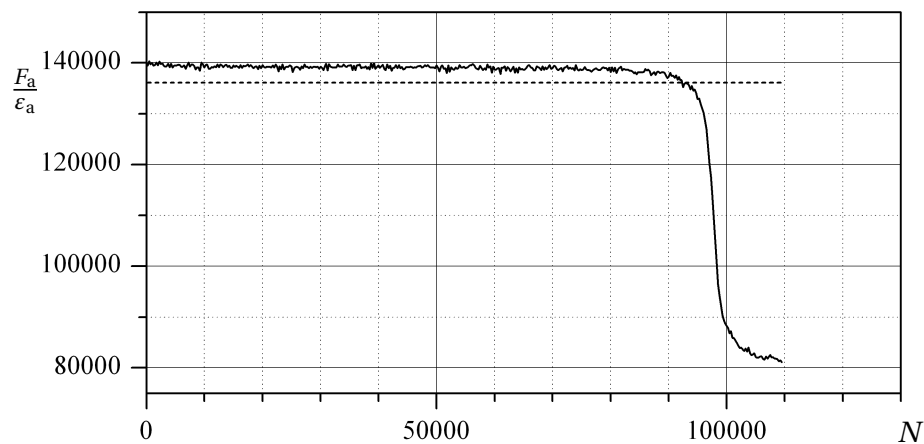


Abb. 2.8: Steifigkeitsverlauf eines dehnungsgeregelten Einstufenversuchs, Sint-D35

2.2 LBF-Berichte

Für die Ableitung eines Stützziffernkonzepes (Kapitel 3) ist die im Vorhaben ermittelte Datenbasis nicht ausreichend. Daher wurden die umfangreichen Untersuchungen, die am LBF in Darmstadt durchgeführt wurden, mit in die Auswertung einbezogen. Dies sind im speziellen die Berichte 158 [9] und 170 [10]. Darin wurden unter anderem für Sinterstähle verschiedener chemischer Zusammensetzung bei jeweils unterschiedlichen Pressdichten Wöhlerlinien im Zeitfestigkeitsbereich bei wechselnder und schwellender Beanspruchung ermittelt. Die Versuche wurden auf 2-3 Horizonten gefahren und nach dem Horizontverfahren ausgewertet. Für jede Werkstoff-Dichte-Kombination wurden die Belastungsarten Zug/Druck und Flachbiegung mit jeweils 3 Probenformen untersucht. Die Referenzbezeichnung der Probenformen bei vorgegebener Belastungsart erfolgt in dieser Arbeit entsprechend ihrer im LBF-Bericht angegebenen Formzahl (α_{kz} für Zug/Druck und α_{kb} für Biegung) wie in Tab. 2.9 angegeben. Die Probenformen $\alpha_{kz}10$ und $\alpha_{kb}10$, sowie $\alpha_{kz}20$ und $\alpha_{kb}20$ sind identisch und unterscheiden sich nur durch die aufgebrauchte Belastungsart. Die außengekerbten Probestäbe $\alpha_{kz}34$ und $\alpha_{kb}35$ hingegen unterscheiden sich in ihrem Kerbradius. Weiterhin sind auch die Ergebnisse der im Projekt durchgeführten Beanspruchungsanalyse mittels FEM angegeben. In den ursprünglichen Untersuchungen wurden die Formzahlen der Kerbproben an geometrisch fünffach vergrößerten Stahlproben mittels Dehnmessstreifen ermittelt. Da der Beanspruchungszustand der Proben für diese Arbeit mit der FEM neu berechnet wurde, unterscheiden sich die Ergebnisse für die Formzahlen teilweise deutlich von denen in Tab. 2.9 dokumentierten. Im Abb. 2.9

Tab. 2.9: Ergebnisse der Beanspruchungsanalyse der Proben aus [9] und [10]

Probe/Bauteil:	$\alpha_{kz}10$	$\alpha_{kb}10$	$\alpha_{kz}28$	$\alpha_{kb}20$	$\alpha_{kz}34$	$\alpha_{kb}35$
$c = \frac{\sigma}{F}$ [mm^{-2}]	0,0416	-	0,0582	-	0,0954	-
$c = \frac{\sigma}{M_b}$ [mm^{-3}]	-	0,0488	-	0,0530	-	0,1139
K_t [-]	1,04	1,02	2,62	2,00	3,30	3,32
χ' [-]	0	0,38	2,77	2,36	3,40	7,10
$V_{90\%}$ [mm^3]	140,5	7,132	0,197	0,0266	0,065	0,0031

sind die verwendeten Probengeometrien mit ihrer zugehörigen Referenzbezeichnung abgebildet. Aufgrund der alleinigen Verwendung der Ergebnisse für das Stützziffernkonzep werden lediglich die Wechselfestigkeiten benötigt. Die Versuche sind allerdings ausschließlich im Zeitbereich gefahren worden. Daher wurden die Zeitfestigkeitsgeraden bei der konstanten Lastwechselzahl $1 \cdot 10^6$ abgeschnitten und die Beanspruchbarkeit $\sigma_a(N = 10^6)$ als Wechselfestigkeit verwendet. Dieses Verfahren wurde auf sämtliche Literaturergebnisse einheitlich angewendet. Das Ergebnis dieser Auswertungen ist im Anhang in den Tabellen A.33 und A.34 aufgeführt.

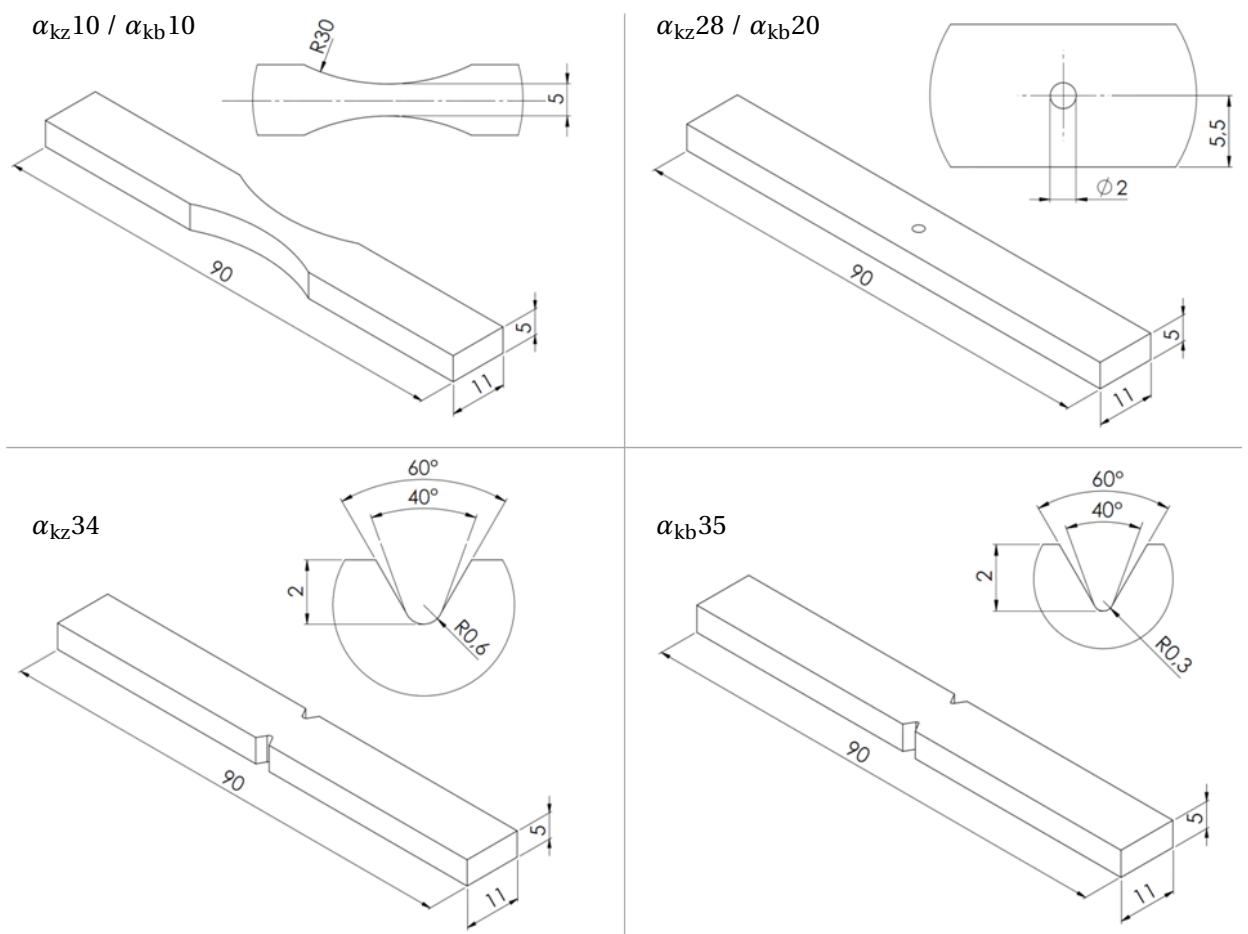


Abb. 2.9: Probengeometrien der LBF Berichte mit verwendeter Referenzbezeichnung

3 Stützwirkungskonzept zur Übertragung der Wechselfestigkeit

3.1 Grundlegendes zur Wechselfestigkeit

Der Verlauf der Wöhlerlinie nach dem Abknickpunkt wird mit zwei verschiedenen Wöhlerlinientypen beschrieben. Wöhlerlinien vom Typ I besitzen eine ausgeprägte Wechselfestigkeit und verlaufen damit horizontal nach dem Abknickpunkt. Sie sind bei allen üblichen Bau- und Vergütungsstählen anzutreffen. Bei Typ II - Wöhlerlinien fällt die Wöhlerlinie nach dem Abknickpunkt weiter ab. Dieser Anstieg ist allerdings deutlich flacher als im Zeitfestigkeitsbereich. Typ II - Wöhlerlinien treten bei erhöhten Temperaturen, unter Einwirkung korrosiver Medien, hochfesten Stählen ($R_m > 1200$ MPa) sowie Leichtmetalllegierungen auf [28].

Der bisher geschilderte Stand der Technik ist in der aktuellen wissenschaftlichen Diskussion umstritten [29]. Konkret besteht die Frage, ob beim Wöhlerlinientyp I nach dem Abknickpunkt die Wöhlerlinie in einen exakt horizontalen Verlauf übergeht oder ähnlich Typ II mit flachem Anstieg weiter abfällt. Im Ergebnis aktueller Forschungsvorhaben ([30], [31]) zum HCF-Bereich der zyklischen Festigkeit wurde der bisherige Kenntnisstand grundlegend zusammengefasst: Einen flachen Abfall der Wöhlerlinie hinter dem Abknickpunkt zeigen Metalle mit krz-Gitter in korrosiven Medien oder bei erhöhten Temperaturen, sowie kubisch flächenzentrierte Metalle. Ein getreppter Verlauf mit einem zweiten Abknickpunkt zeigen einige hochfeste Stähle mit Oberflächenbehandlung. Keine Dauerfestigkeit wird bei Stählen sehr hoher Festigkeit sowie einigen kfz-Stählen beobachtet. Die in diesem Zusammenhang wichtige Aussage besteht darin, dass bei Stählen niedriger Festigkeit und Bauteilen mit scharfen Kerben von der Existenz einer Dauerfestigkeit auszugehen ist. Auch wenn diese Untersuchungen nicht auf Sintermetalle bezogen sind, kann von der Existenz einer Dauerfestigkeit ausgegangen werden. Die Schwellwerte der Spannungsintensitäten $\Delta K_{I,th}$, unter denen kein Risswachstum erfolgt, sind relativ hoch im Vergleich zu Baustählen und teilweise vergleichbar mit Vergütungsstählen. Das ist hier aber auf die rissverzögernde Wirkung der Poren bei niedriger Beanspruchung zurückzuführen. Diese Mechanismen begründen das Auftreten einer Typ I - Wöhlerlinie mit ausgeprägtem Zeit- und Dauerfestigkeitsbereich [32].

3.2 Kerbwirkung und Übertragbarkeit

Die Ermittlung von Kenngrößen für den rechnerischen Festigkeitsnachweis erfolgt im Allgemeinen an ungekerbten Werkstoffproben. Für die Auslegung von realen Bauteilen kommt der Übertragung dieser Kennwerte eine zentrale Rolle zu. Dazu müssen die sich aus Form und Größe des Bauteils ergebenden Einflüsse berücksichtigt werden [33].

Reale Bauteile besitzen i. A. konstruktionsbedingt Kerben. An diesen kommt es zur Spannungsüberhöhung, welche im kernnahen Bereich eine inhomogene Spannungsverteilung zur Folge hat. Bei der Übertragung von Festigkeitskennwerten von ungekerbten auf gekerbte Proben oder Bauteile wird die Wechselfestigkeit des Bauteils σ_{WK} zum Teil stark unterschätzt, wenn die Dimensionierung derart erfolgt, dass die Kerbspannung gleich der Werkstoffwechselfestigkeit σ_W wird (Abb. 3.1). Dieses Phänomen lässt sich mit den Begriffen Stützwirkung und Größeneinfluss beschreiben. Die Berechnung der Bauteilwechselfestigkeit erfolgt über eine Stützziffer n mit

$$n = \frac{\sigma_{WK}}{\sigma_W} \quad (3.1)$$

welche von Kerbgeometrie, Werkstoff und Spannungsverhältnis abhängig ist.

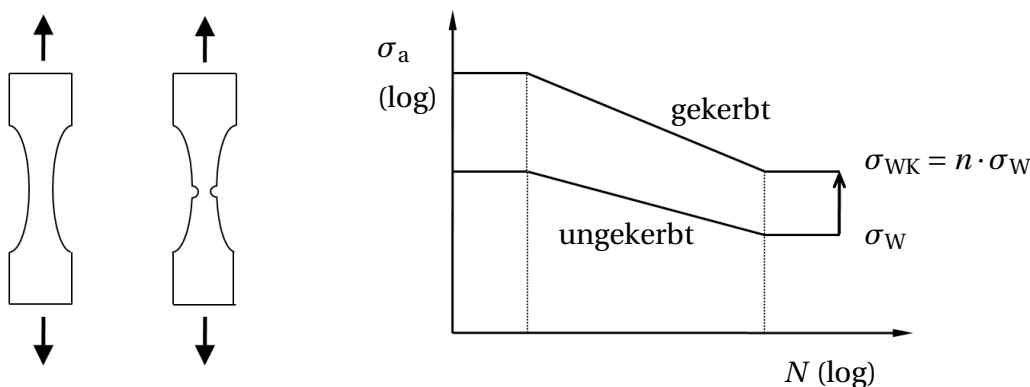


Abb. 3.1: Prinzipieller Vergleich der Wöhlerlinien gekerbter und ungekerbter Proben

Es gibt zahlreiche Modelle zur Erklärung der Stützwirkung und Bestimmung der Stützziffern. NEUBER [47] führte den Begriff der Mikrostützwirkung ein. Er ging davon aus, dass nicht die (elastische) Kerbbeanspruchung die Wechselfestigkeit bestimmt, sondern eine über die Abmessung eines Werkstoffteilchens (Kristallits) gemittelte Spannung. Die Stützwirkung lässt sich auch bruchmechanische deuten. Risse in einem inhomogenen Spannungsfeld sind aufgrund des Spannungsgradienten einer geringeren Spannungsintensität ausgesetzt als bei der homogenen Beanspruchung in einer ungekerbten Probe [34]. Auch die durch Kerben hervorgerufene örtlich mehrachsige Beanspruchung behindert lokal das Fließen, wodurch die ertragbaren Spannungen ansteigen.

Unter statistischem Größeneinfluss versteht man die Abhängigkeit der Festigkeitswerte von der absoluten Bauteilgröße. Bei formgleichen skalierten Proben nimmt die Wechselfestigkeit mit

steigender Bauteilgröße ab. Das liegt in der statistischen Verteilung von Fehlstellen in Werkstoffen begründet. KLOOS [35] fasst die verschiedenen zu Grunde liegenden Mechanismen als 4 Arten des Größeneinflusses zusammen:

- technologischer Größeneinfluss
- spannungsmechanischer (geometrischer) Größeneinfluss
- statistischer Größeneinfluss
- oberflächentechnischer Größeneinfluss,

wobei der *technologische Größeneinfluss* die Durchmesserabhängigkeit der Randhärte bei Vergütungsstählen, den Reinheitsgrad des Werkstoffs sowie die Graphitform bei Eisen-Graphit-Werkstoffen; der *spannungsmechanische Größeneinfluss* die Stützwirkungseffekte infolge inhomogener Spannungsverteilung; der *statistische Größeneinfluss* die Verteilung von Fehlstellen im Werkstoff und der *oberflächentechnische Größeneinfluss* die unterschiedliche Tiefenwirkung von Oberflächenverfestigungen und daraus resultierenden Eigenspannungen beinhaltet. Eine getrennte Betrachtung des spannungsmechanischen und des statistischen Größeneinflusses ist nur in Sonderfällen möglich. Im Forschungsvorhaben ist das Ziel die quantitative Beschreibung des spannungsmechanischen Größeneinflusses. Eine separate Betrachtung ist möglich, da die verwendeten Werkstoffproben und Kerbproben/Bauteile im identischen Fertigungszustand (Oberfläche, Dichte, Gefüge) vorliegen und sich nur geometrisch unterscheiden.

3.3 Stützwirkungskonzepte für Sinterwerkstoffe

Im Folgenden erfolgt ein kurzer Überblick über verschiedene Stützwirkungskonzepte. Diese werden zusammenfassend bewertet, um anschließend ein geeignetes Konzept für Sinterwerkstoffe begründet auszuwählen. Eine wesentliche Forderung für ein geeignetes Stützwirkungskonzept ist die Anwendbarkeit für beliebige Bauteilgeometrien. Bei den folgend dargestellten Konzepten erfolgt das über die direkte oder indirekte Auswertung des elastischen Spannungsfeldes um die für die Ermüdung versagenskritische Stelle. Eingabegrößen wie die Formzahl oder z. B. den Kerbradius sind für pulvermetallurgisch hergestellte Bauteile aufgrund der großen Vielfalt an möglichen Formen nicht geeignet. Die Formzahl kann nur an den Bauteilen definiert werden, an denen eine Nennspannung für den ungekerbten Querschnitt angegeben werden kann. Unter Verwendung des Kerbradius kann hingegen die Stützwirkung infolge inhomogener Belastung, wie sie bei Wechselbiegung an ungekerbten Stäben auftritt, nicht berücksichtigt werden.

3.3.1 Mikro- und Makrostützwirkung nach NEUBER

Die Mikrostützwirkung von NEUBER [36] beruht auf der Überlegung, dass in einem, aus Teilchen endlicher Abmessung ρ^* aufgebauten, Werkstoff der Spannungsgradient über diesen Teilchen Null sein muss. Die maximale Beanspruchung im Kerbgrund ergibt sich demnach nicht aus dem elastizitätstheoretischen Spannungsverlauf, sondern aus der Mittelung über die Teilchenabmessung. Die Abmessung ρ^* wird als werkstoffabhängige Ersatzstrukturlänge eingeführt, die aus experimentellen Daten abzuleiten ist. Mit dem von Beanspruchungsart und verwendeter Festigkeitshypothese abhängigen Faktor s ergibt sich die Stützziffer zu

$$n = \sqrt{1 + \frac{s_g \cdot \rho^*}{\rho}}. \quad (3.2)$$

Die Makrostützwirkung, oder plastische Stützwirkung, berücksichtigt plastisches Fließen im Kerbgrund. Infolge dessen kommt es zur Spannungsumlagerung und damit einer geringeren örtlichen Maximalspannung, als elastizitätstheoretisch berechnet. Die Örtliche Spannung kann nach NEUBER [36] mit

$$\sigma_{a,\ddot{o}} \cdot \varepsilon_{a,t} = \frac{\sigma^2}{E} \quad (3.3)$$

berechnet werden. Diese Gleichung hat im Örtlichen Konzept breite Anwendung gefunden, Die Makrostützwirkung ist bereits in der Beanspruchungsermittlung enthalten. Sie kann nach ZENNER und LIU [37] in Form der spannungsmechanischen Stützziffer

$$n_{sm} = \sqrt{1 + \frac{E \cdot \varepsilon_{a,pl,W}}{\sigma_W} \cdot n_{st}^{\left(\frac{1}{n'} - 1\right)}} \quad (3.4)$$

berechnet werden und ist in dieser Formulierung auch von der statistischen Stützziffer n_{st} abhängig.

Während die Mikrostützwirkung bei spröden Werkstoffen wie Guss oder Pulvermetallen dominierend ist, hat die Makrostützwirkung bei duktilen Werkstoffen einen großen Anteil an der Gesamtstützwirkung. Wie an den zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven der untersuchten Werkstoffe (Anhang A.1.3) ersichtlich, verhalten sie sich auch im Kurzzeitfestigkeitsbereich nahezu rein elastisch. Daher genügt die Berücksichtigung der Mikrostützwirkung.

3.3.2 SIEBEL/STIELER

Das verbreitetste Modell zu Beschreibung der Stützwirkung und des Größeneinflusses geht auf SIEBEL und STIELER [38] zurück. Demnach wird die Stützziffer abhängig vom Werkstoff und dem bezogenen Spannungsgradienten χ' an der höchstbeanspruchten Stelle berechnet. Er wird nach

$$\chi' = \frac{1}{\sigma_V} \left. \frac{d\sigma_V}{dx} \right|_{x=0} \quad (3.5)$$

aus dem elastizitätstheoretischen Kerbspannungsverlauf einer geeigneten Vergleichsspannung σ_V berechnet (Abb. 3.2). Die Koordinate x verläuft in Richtung des maximalen Spannungsgefälles. Bei einem hohen Spannungsgradienten wirkt sich der Maximalwert der Spannungsamplitude weniger schädigend aus. Bruchmechanisch betrachtet bestimmt der Spannungsgradient die Fortschrittsrate des Mikrorisses, welche bei einem großen Spannungsabfall stärker verzögert wird [33]. Die Berechnung des bezogenen Spannungsgradienten muss in den meisten Fällen numerisch erfolgen. Für einfache Kerbformen sind elastizitätstheoretische Lösungen vorhanden (z. B. in [39], [40]).

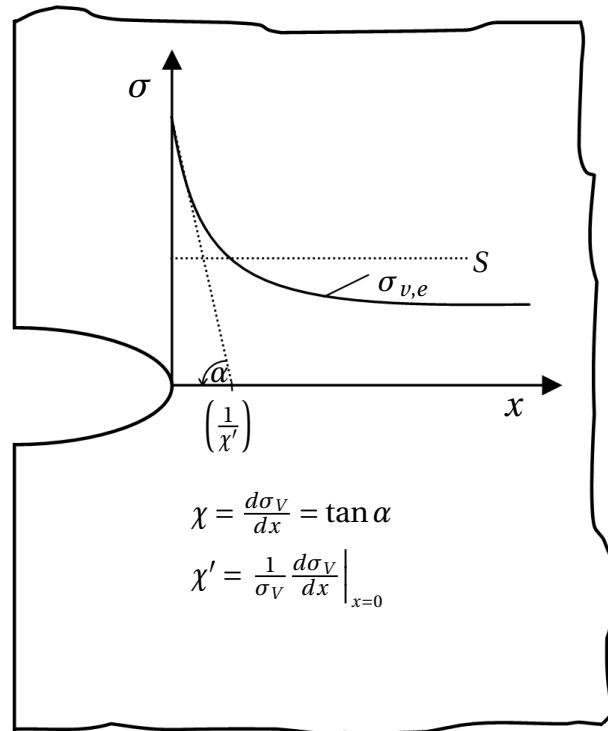


Abb. 3.2: Definition des bezogenen Spannungsgradienten χ'

Für die Abhängigkeit der spannungsmechanischen Stützziffer vom Werkstoff wurden aus experimentellen Untersuchungen und grundlegenden Überlegungen von verschiedenen Autoren unterschiedliche, empirisch ermittelte Ansätze vorgeschlagen [5], [41].

3.3.3 Fehlstellenmodell

Die Berechnung des statistischen Größeneinflusses beruht auf dem Fehlstellenmodell von WEIBULL [42]. Es wurde u.a. von HECKEL auf die Schwingfestigkeit übertragen [43] und war als Modell nach KOGAEV und SERENSEN in der TGL 19340 enthalten [44]. Demnach hängen die Festigkeitseigenschaften von der Proben- bzw. Bauteilgröße aufgrund der statistischen Verteilung von Fehlstellen ab. Die Festigkeitseigenschaften wie die Wechselfestigkeit fallen mit steigender Bauteilgröße, da die Wahrscheinlichkeit der Rissbildung an den statistisch verteilten Fehlstellen ansteigt. Die Herleitung ist vielfach in der Literatur zu finden [45], [46].

Abhängig vom Ausgangsort eines zu erwartenden Ermüdungsrisses wird für die statistische Stützziffer das Spannungsintegral über der Oberfläche oder dem Volumen eines Bauteils berechnet. Für poröse Werkstoffe wie Sintermetalle ist von einer Ermüdungsrissbildung an Poren, sog. inneren Kerben, auszugehen. Daher erfolgt die Berechnung des Spannungsintegrals über dem Bauteilvolumen. Die statistische Stützziffer ergibt sich damit aus dem Verhältnis der Volumenintegrale aus Bezugsprobe und Bauteil:

$$n_{st} = \left(\frac{\int_{V_{Pr}} g_{Pr}(x,y,z)^\kappa dV_{Pr}}{\int_{V_{Bt}} g_{Bt}(x,y,z)^\kappa dV_{Bt}} \right)^{\frac{1}{\kappa}}. \quad (3.6)$$

Der Exponent κ ist von der Streuung der Werkstoffeigenschaften abhängig. Er kann direkt durch Auftragen der Versuchspunkte aus Schwingfestigkeitsuntersuchungen im WEIBULL-Netz bestimmt werden, oder indirekt aus der Streuspanne der Schwingfestigkeit T_σ berechnet werden [28]. Unter Annahme der logarithmischen Normalverteilung für T_σ gilt

$$\kappa = \frac{1,3151}{\log T_\sigma}. \quad (3.7)$$

Ist lediglich die Streuspanne der Zeitfestigkeit in Lastrichtung T_N bekannt, kann eine Umrechnung über den Neigungsexponenten k der Wöhlerlinie erfolgen:

$$T_\sigma = T_N^{\frac{1}{k}}. \quad (3.8)$$

Bei der Ermittlung des Spannungsintegrals gibt κ den Einfluss unterschiedlich hoher Spannungen zum Gesamtintegral an. Für große κ dominieren die höchstbeanspruchten Bereiche den Wert des Integrals, während mit fallendem κ der Einfluss niedriger beanspruchter Bereiche zunimmt.

3.3.4 Theory of Critical Distances (TCD)

Die Theorie des kritischen Abstandes (*Theory of Critical Distances*), im Folgenden als TCD bezeichnet, bildet das theoretische Grundgerüst, in dem sowohl Spannungsabstands- als auch Spannungsmittelungsansätze beschrieben werden. Auf den Theorien von NEUBER [47] und PETERSON [48] aufbauend werden die Fortschritte genutzt, die der damaligen Anwendung im Wege standen: eine formale Definition der werkstofftypischen Längenparameter *critical distances* mit Hilfe der linear-elastischen Bruchmechanik und die einfache Möglichkeit zur Berechnung der Spannungsfelder im Kerbbereich mit Hilfe numerischer Methoden wie der FEM. Die ursprüngliche Idee zur Ableitung des kritischen Abstandes aus bruchmechanischen Überlegungen stammt von TANKARA [49]. Ein einheitliches theoretisches Modell wurde seit 1997 vor allem von LAZZARIN, TAYLOR, SUSMEL und BELLETT entwickelt: [50], [51], [52], [53], [54], [55]. Gute Überblicksartikel stellen nach Empfinden des Autors [56] und [57] dar.

Als Grundlage dient der materialspezifische Längenparameter L . Er ist definiert als die halbe Risslänge eines GRIFFITH-Risses, für den bei Nennbeanspruchung in Höhe der Werkstoffdau-

erfestigkeit $\Delta\sigma_W$ der Spannungsintensitätsfaktor dem Schwellwert für den zyklischen Rissfortschritt entspricht:

$$L = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{I,th}}{2 \cdot \sigma_W} \right)^2. \quad (3.9)$$

Der Wert für L ist keine reine Materialkonstante. Er hängt außerdem vom Spannungsverhältnis R ab, bei dem der Schwellwert $\Delta K_{I,th}$ und die Wechselfestigkeit σ_W bestimmt wurden. Beide müssen bei jeweils dem gleichen R bestimmt werden, welches auch für das zu betrachtende Bauteil zutrifft. Die Anwendbarkeit der TCD auf einen Werkstoff bei unterschiedlichen Spannungsverhältnissen und damit unterschiedlichen Werten für L ist in [53] beispielhaft nachgewiesen worden.

Die TCD besagt, dass eine Beanspruchung dauerhaft ertragen werden kann, wenn die effektive (Kerb-)Spannung σ_{eff} kleiner oder gleich der Dauerfestigkeit des entsprechenden Werkstoffs ist:

$$\sigma_{eff} \leq \sigma_W. \quad (3.10)$$

Aus bruchmechanischer Betrachtung bedeutet Gl. 3.10, dass in einem bestimmten materialspezifischen Volumen bei zyklischer Beanspruchung keine Makrorisse entstehen können, oder vorhandene Risse stehen bleiben, wenn die gemittelte elastizitätstheoretische Spannung die Werkstoffwechselfestigkeit nicht überschreitet. Ähnliche Annahmen werden auch in der linear-elastischen Bruchmechanik getroffen, wo mit elastisch berechneten Spannungsintensitätsfaktoren der im hohen Maße inelastische Prozess des Rissfortschritts beschrieben wird.

Die Stützziffer zur Berechnung der Bauteilwechselfestigkeit aus der Werkstoffwechselfestigkeit entspricht dann dem Verhältnis aus effektiver Kerbspannung zur maximalen Kerbspannung:

$$n_{TCD} = \frac{\sigma_{I,max}}{\sigma_{eff}} \quad (3.11)$$

Zur Berechnung der effektiven Kerbspannung existieren vier verschiedene Methoden. Die im Folgenden verwendete Vergleichsspannung wird nach der Normalspannungshypothese berechnet, welche für spröde Materialien, wie z. B. Sintermetalle oder Gusseisen, zutreffend ist.

- *Point Method* (PM): Die effektive Kerbspannung entspricht der Spannung im Abstand $r_{k,PM}$ hinter der Kerbe und in Richtung des maximalen Spannungsgradienten

$$\sigma_{eff} = \sigma_I(x = r_{k,PM}). \quad (3.12)$$

- *Line Method* (LM): Die effektive Kerbspannung entspricht der über dem Abstand $r_{k,LM}$ hinter der Kerbe in Richtung des maximalen Spannungsgradienten gemittelten Spannung

$$\sigma_{eff} = \frac{1}{r_{k,LM}} \int_0^{r_{k,LM}} \sigma_I(x) dx. \quad (3.13)$$

- *Area Method* (AM): Die effektive Kerbspannung entspricht der über einem Halbkreis mit dem Radius $r_{k,AM}$ gemittelten Spannung hinter der Kerbe

$$\sigma_{eff} = \frac{1}{A} \int_A \sigma_I(x,y) dA. \quad (3.14)$$

- *Volume Method* (VM): Die effektive Kerbspannung entspricht der über einer Halbkugel mit dem Radius $r_{k,VM}$ hinter der Kerbe gemittelten Spannung

$$\sigma_{\text{eff}} = \frac{1}{V} \int_V \sigma_I(x, y, z) dV. \quad (3.15)$$

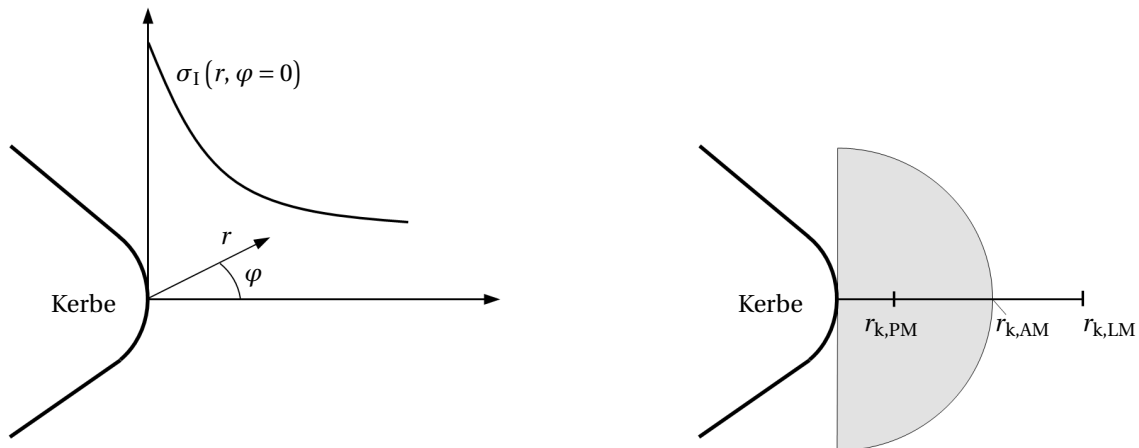


Abb. 3.3: PM, LM und AM als Varianten der TCD

Die Herleitung der kritischen Abstände für die verschiedenen Verfahren kann an ebenen oder räumlichen Innenrissen in einer unendlichen Scheibe unter einachsiger Zugbeanspruchung erfolgen. Die konkreten Werte sind in Tab. 3.1 angegeben.

Tab. 3.1: Kritischer Abstand der verschiedenen Methode der TCD [58]

Methode	kritischer Abstand r_k [mm]
Piont Method	$0,5 \cdot L$
Line Method	$2,0 \cdot L$
Area Method	$1,32 \cdot L$
Volume Method	$1,54 \cdot L$

3.3.5 Konzept des höchstbeanspruchten Werkstoffvolumens

Ein weiterer Ansatz zur Übertragung von Festigkeitskennwerten stellt das Konzept des höchstbeanspruchten Werkstoffvolumens (Concept of Highly Stressed Volume) oder $V_{90\%}$ -Konzept dar. Dabei wird im Gegensatz zum Fehlstellenmodell nicht das über ein bestimmtes Volumen gebildete Spannungsintegral, sondern das Volumen selbst als Vergleichskriterium unterschiedlicher Kerben herangezogen.

Die Idee geht auf KUGUEL [59] zurück, der für die Übertragung von Schwingfestigkeitskennwerten von ungekerbten Proben auf Bauteile folgenden Zusammenhang annahm:

$$K_f = K_t \left(\frac{V_n}{V_s} \right)^a, \quad (3.16)$$

wobei V_n für das Volumen eines Bauteils, bzw. einer gekerbten Probe, und V_s das einer ungekerbten Probe stehen, in denen jeweils 95% der maximalen Spannung überschritten werden. Für metallische Werkstoffe wurde ein Exponent $a = 0,034$ vorgeschlagen.

Das Konzept wurde von SONSINO aufgegriffen [25], [60] und verschiedentlich verwendet [61], [62], darunter auch für Sinter-Bauteile [2]. Wie das Fehlstellenmodell trägt es dem Umstand Rechnung, dass mit steigendem höchstbeanspruchten Volumen die Wahrscheinlichkeit von Werkstofffehlern, an denen es zur Anrissbildung kommt, steigt. Im Gegensatz zu KUGUEL definiert SONSINO 90% der örtlichen Beanspruchung als Schwellwert, mit dem gute „gute Erfahrungen“ gemacht worden seien [25]. Für einfache Geometrien lässt sich das $V_{90\%}$ -Volumen analytisch bestimmen. Bei komplexen Bauteilen muss es numerisch anhand der berechneten Spannungsverteilung ermittelt werden. Wird die Fließgrenze überschritten, ist die örtliche Spannung mit der NEUBER-Regel (Gl. 3.3) oder ebenfalls numerisch zu berechnen. Im Falle mehrachsiger Beanspruchung ist für die ertragbaren Spannungen eine entsprechende Vergleichsspannungshypothese anzuwenden.

Das Konzept des höchst beanspruchten Werkstoffvolumens unterscheidet nicht zwischen statistischem und spannungsmechanischem Größeneinfluss. Es bietet die einfache Möglichkeit, beide Effekte abzubilden, ohne Spannungsintegrale auszuwerten, da der Spannungsverlauf innerhalb des Integrationsbereiches unberücksichtigt bleibt.

Unter der Voraussetzung gleicher Fertigungs-, Oberflächen- und Randschichtzustände, einschließlich eventueller Eigenspannungszustände, können die ertragbaren Spannungsamplituden zweier Bauteile, bzw. Proben in Abhängigkeit vom höchstbeanspruchten Werkstoffvolumen mit

$$\frac{\sigma_{Va,2}}{\sigma_{Va,1}} = \left(\frac{V_{90\%,1}}{V_{90\%,2}} \right)^w \quad (3.17)$$

beschrieben werden. Der Exponent w ist werkstoffabhängig, wird aber in [62] auch für ganze Werkstoffgruppen angegeben. In Tab. 3.2 sind die Werte für verschiedene Werkstoffe aus der Literatur aufgeführt.

Tab. 3.2: Exponenten w für den Zusammenhang zwischen höchstbeanspruchten Werkstoffvolumen und Wechselfestigkeit

Werkstoff	Exponent w	Referenz
37Cr4V	0,05	[61]
Fe-1,5%Cu	0,0629	[25]
Ck45 (vergütet)	0,0607	[25]
AlMgSi1	0,048	[63]
ausferritische Gusseisensorten (ADI)	0,029...0,034	[62]

3.3.6 Fazit

Der Spannungsgradientenansatz (Absatz 3.3.2) wird anhand einer Vielzahl von Versuchsergebnissen über empirische Parameter an die Ergebnisse angepasst. Es wird nicht zwischen Mikro- und Makrostützwirkung unterschieden, da lediglich das Verhältnis der Wechselfestigkeiten von Werkstoff und Bauteil betrachtet wird. Wird das Modell für spröde Werkstoffe angepasst, ist zwangsläufig nur die Mikrostützwirkung enthalten. In Abbildung 3.4 sind über dem Stützzifferferndiagramm aus der FKM-Richtlinie [5] die Versuchsergebnisse aus [9] und [10] aufgetragen. In gepunkteten Linien sind die Stützziffern $n_{\chi'}$ für verschiedene Werkstoffgruppen nach dem Modell der Richtlinie aufgetragen. Als Einzelpunkte sind die experimentellen Stützziffern, i.e. die Verhältnisse aus experimentell bestimmter Werkstoffwechselfestigkeit und Kerbstabwechselfestigkeit, angegeben.

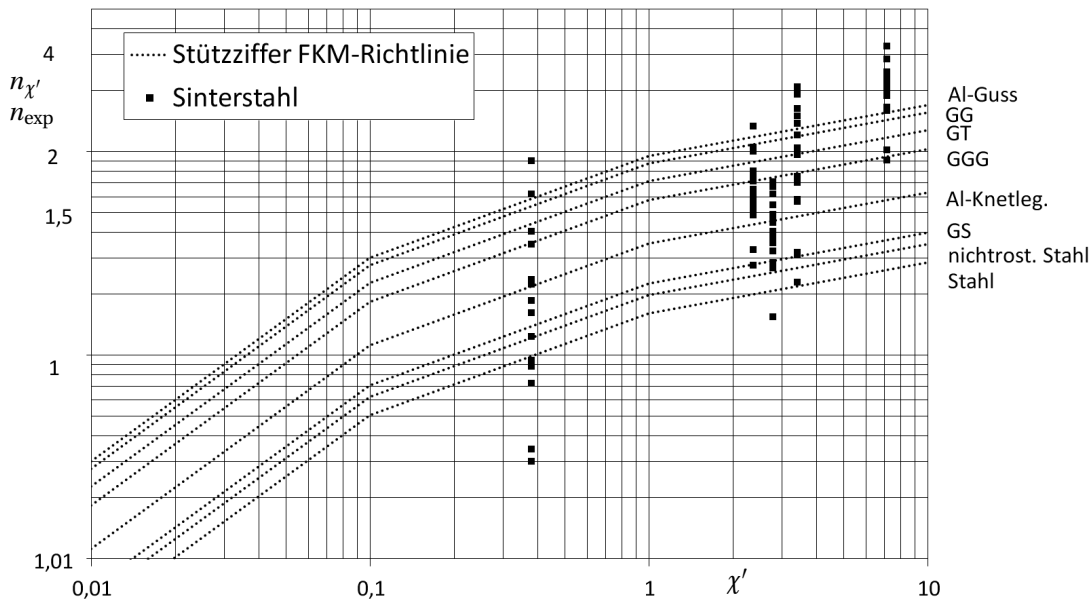


Abb. 3.4: Stützzifferdiagramm FKM-Richtlinie mit Ergebnissen aus [9] und [10]

Es ist offensichtlich, dass dieses Konzept ungeeignet ist. Die Kerbempfindlichkeit von Sintermetallen ist neben der chemischen Zusammensetzung auch stark von der Dichte und der damit verbundenen Porosität abhängig [64]. Idealerweise sollten mit einem Stützziffernkonzzept diese

Zusammenhänge berücksichtigt werden. Fraglich ist weiterhin, ob der bezogene Spannungsgradient allein als ausreichender Parameter zur kerbseitigen Beschreibung der Kerbwirkung angesehen werden kann. Dieser kann für Materialien mit homogener Struktur ausreichend sein. Für poröse Materialien erscheint eher eine Mittelung der Spannung über einem größeren Bereich geeignet, wie es bei der TCD der Fall ist. Es lassen sich durchaus Kerben konstruieren, bei denen zwar der bezogene Spannungsgradient, nicht aber die über eine gewisse Länge gemittelte Spannung identisch sind.

Dieses Problem besteht für Konzepte, welche das Spannungsfeld um eine Kerbe direkt auswerten, nicht. Sie berücksichtigen den nichtlokalen Charakter der Materialermüdung und sind daher physikalisch begründeter.

Das Konzept des höchstbeanspruchten Werkstoffvolumens ist ebenfalls ein empirisch anzupassendes Konzept, erscheint aber aufgrund der Betrachtung des räumlichen Spannungsfeldes in Kerbnähe besser geeignet.

In [45] wird auf alleiniger Basis des statistischen Größeneinflusses die Übertragung von Schwingfestigkeitskennwerten auf Bauteile beschrieben. Meist wird dieses Konzept allerdings nur in Verbindung mit anderen Stützwirkungskonzepten verwendet [65], [66]. Das Fehlstellenmodell lässt sich nur sinnvoll anwenden, wenn für eine Werkstoffgruppe ein mittlerer Exponent zur Wichtung des Spannungsintegrals angegeben werden kann. In Tabelle A.35 sind die Exponenten aufgeführt, die aus den Wöhlerlinien der verwendeten LBF-Berichte mit Gl. 3.7 und 3.8 aus der Streuung der Einzelversuche berechnet wurden. Die Werte des Weibull-Exponenten liegen zwischen $\kappa = 25,4$ und $\kappa = 65,6$. Eine tendenzielle Abhängigkeit von der Dichte ist dabei nicht erkennbar. Mittels einer gemeinsamen, normierten Auswertung aller den Wöhlerlinien zugrundeliegender Einzelversuche könnte ein für Sinterstähle allgemeingültiger Exponent ermittelt werden. Damit wäre die Stützziffer nicht mehr von der Streuung der einzelnen zugrundeliegenden Wöhlerlinie abhängig sondern vom Werkstoff, was physikalisch sinnvoll ist. Allerdings sind die Einzelversuche als *Rohdaten* nicht verfügbar, weshalb auf die beschriebene Prozedur verzichtet werden musste. Weiterhin ist anzumerken, dass die Werte für κ aus der Streuung der Wöhlerlinie im Zeitfestigkeit abgeleitet wurden. Exponenten, die aus der Streuung einer explizit bestimmten Wechselfestigkeit, welche i. A. eine höhere Streuung als die Zeitfestigkeit aufweist, ermittelt werden, dürften deutlich kleiner sein.

Den formulierten Ansprüchen an ein PM-Stützziffernkonzert wird die TCD prinzipiell am besten gerecht. Die von der chemischen Zusammensetzung und der Dichte abhängige Kerbempfindlichkeit von Sintermetallen wird durch den Parameter L , über die Werkstoffwechselfestigkeit und den Schwellwert des Rissfortschritts berücksichtigt. Eine empirische Anpassung von Parametern ist nicht notwendig. L wird direkt aus Versuchsdaten bestimmt. In ihren unterschiedlichen Varianten wird auch bei der TCD das elastische Spannungsfeld an der ermüdungskritischen Stelle ausgewertet. Die als *Area Method* bezeichnete Möglichkeit, die effektive Kerbspannung zu berechnen (Gl. 3.14), ist im Vergleich zu den anderen Varianten nicht problemlos anwendbar. Die Lage der Mittelungsfläche ist nicht genau definiert. Sämtliche Ebenen, die sich

durch Rotation um die an der maximal beanspruchten Stelle senkrecht in die Körperoberfläche zeigende Achse erzeugen lassen kommen dafür prinzipiell in Frage. Eine genauere Definition lässt sich anhand des Ableitungsbeispiels ebener Innenriss [51] nicht finden. Weiterhin ist die Mittelung entlang einer ebenen Fläche in einem räumlichen FE-Modell aus vernetzungstechnischen Gründen nicht ohne weiteres möglich.

3.4 Auswertung und Treffsicherheit

Zur Bewertung wurden aufgrund der genannten Gesichtspunkte die Konzepte TCD und $V_{90\%}$ verglichen. Dafür wurden die Stützziffern bzw. die Wechselfestigkeiten der Kerbstäbe und Bauteile aus den eigenen Untersuchungen und den LBF-Berichten berechnet und den experimentellen Ergebnissen gegenübergestellt.

3.4.1 Anwendung der TCD

Eine Besonderheit ist bei der Anwendung der TCD auf Sintermetalle zu beachten. Im Gegensatz zu erschmolzenen und damit deutlich homogeneren Werkstoffen weisen sie relativ große Werte für L auf. Diese sind im Anhang in Tab. A.35 aufgelistet. Unter Verwendung von Gl. 3.11 wird indirekt unterstellt, dass die Werkstoffwechselfestigkeit an exakt kerbfreien Proben ermittelt wurde. Werkstoffproben sind jedoch schwach gekerbte Probestäbe, die an den Stellen der Einspannung einen größeren Querschnitt haben. Der Übergang erfolgt über große Rundungsradien, womit der Spannungszustand im schmalsten Bereich nicht exakt homogen ist. Bei Werkstoffen mit kleinem L fällt das nicht weiter ins Gewicht. Bei Sintermetallen mit Werten von L teilweise größer 1 mm ergibt sich an der *ungekerbten* Werkstoffprobe α_{kz10} bereits eine geringe Stützwirkung im Bezug auf einen ideal homogenen Spannungszustand. Daher ist es konsequent, die Stützziffer eines Bauteils auf die bereits in der Werkstoffprobe vorhandene Stützziffer zu beziehen. Damit kann eine bezogene Stützziffer analog zu Gl. 3.11 wie folgt definiert werden:

$$n_{\text{TCD}}^* = \frac{\left(\frac{\sigma_{\text{I,max}}}{\sigma_{\text{eff}}}\right)_{\text{Bauteil}}}{\left(\frac{\sigma_{\text{I,max}}}{\sigma_{\text{eff}}}\right)_{\text{WS-Probe}}}. \quad (3.18)$$

Dieser Sachverhalt ist auch in Abb. 3.18 dargestellt. Die Umformulierung der TCD führt besonders bei der LM und VM zu Mittelwerten, die näher bei 1 liegen und leicht geringeren Streuspannen. Für alle weiteren Berechnungen in diesem Bericht wurde Gl. 3.18 verwendet.

In Abbildungen 3.7, 3.8 und 3.9 sind die mit den Methoden der TCD berechneten über den experimentellen Wechselfestigkeiten aufgetragen. Punkte auf der Diagonalen bedeuten exakte Übereinstimmung zwischen Versuch und Rechnung. Das Verhältnis aus beiden Wechselfestigkeiten, bzw. der berechneten und experimentellen Stützziffern wird als relative Stützziffer bezeichnet:

$$n_{\text{rel}} = \frac{\sigma_{\text{WK,exp.}}}{\sigma_{\text{WK,ber.}}} = \frac{n_{\text{exp.}}}{n_{\text{ber.}}}. \quad (3.19)$$

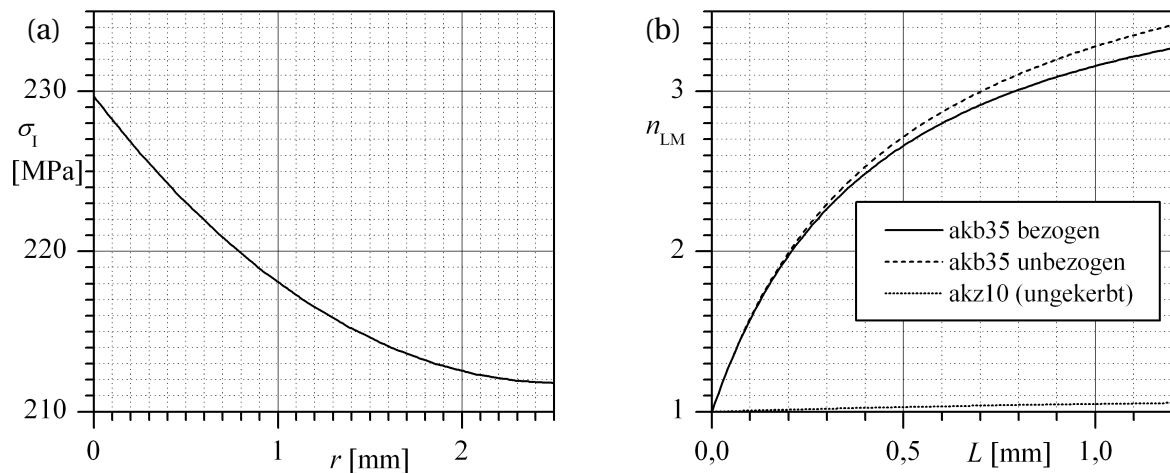


Abb. 3.5: Einfluss des inhomogenen Spannungszustandes in Werkstoffprobe: (a) Spannungsverlauf ungekerbte Probe, (b) Stützziffern nach der LM

Ordnet man die relativen Stützziffern der Größe nach und weist ihnen eine Positionswahrscheinlichkeit nach ROSSOW [67]

$$P = \frac{3i - 1}{3m + 1} \quad (3.20)$$

zu, lassen sich unter Annahme einer logarithmische Normalverteilung über Regression der Punkte im Wahrscheinlichkeitsnetz die entsprechenden statistischen Kennwerte Mittelwert \hat{n}_{rel} , Standardabweichung $s_{\log \hat{n}_{\text{rel}}}$ und damit auch die Streuspanne $T_{\hat{n}_{\text{rel}}}$ ableiten. Letztere lässt sich mit

$$\log T_{\hat{n}_{\text{rel}}} = 2,5632 \cdot s_{\log \hat{n}_{\text{rel}}} \quad (3.21)$$

direkt aus der Standardabweichung berechnen. Damit kann unter Verwendung der entsprechenden Quantile (Tab. 3.3) eine Stützziffer mit gewünschter Eintrittswahrscheinlichkeit berechnet werden.

Tab. 3.3: Quantilwerte der standardisierten Gaußschen Normalverteilung

Wahrscheinlichkeit	Quantilwert $ u_0 $
90%	1,28
99%	2,33
99,9%	3,09
99,99%	3,72
99,999%	4,27

Die Wahrscheinlichkeitsverteilung ist als Vergleich der drei Methoden PM, LM und VM in Abb. 3.6 abgebildet. Daraus ist zum einen ersichtlich, dass der Mittelwert (50% Wahrscheinlichkeit) der PM nahezu eins ist. Damit werden die Wechselfestigkeiten im Mittel genau vorhergesagt. Der nahezu gerade Verlauf der Versuchspunkte bestätigt auch die Annahme der gewählten Wahrscheinlichkeitsverteilung für die relativen Stützziffern.

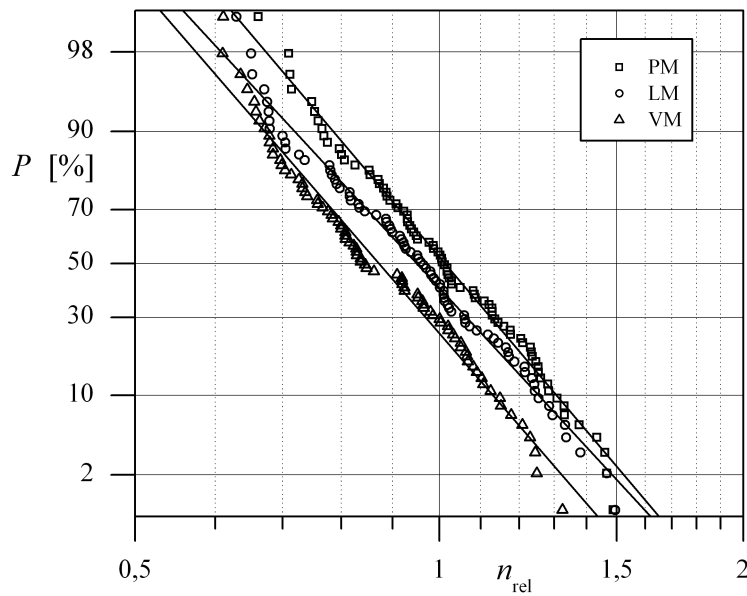


Abb. 3.6: Statistische Auswertung der Vorhersage mittels TCD

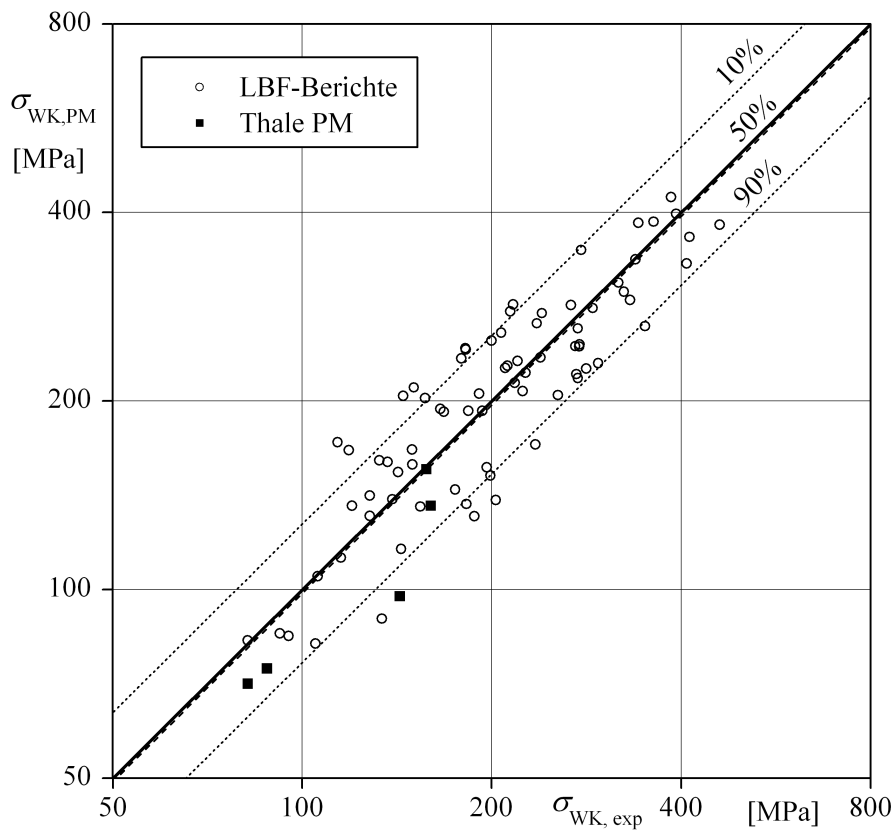
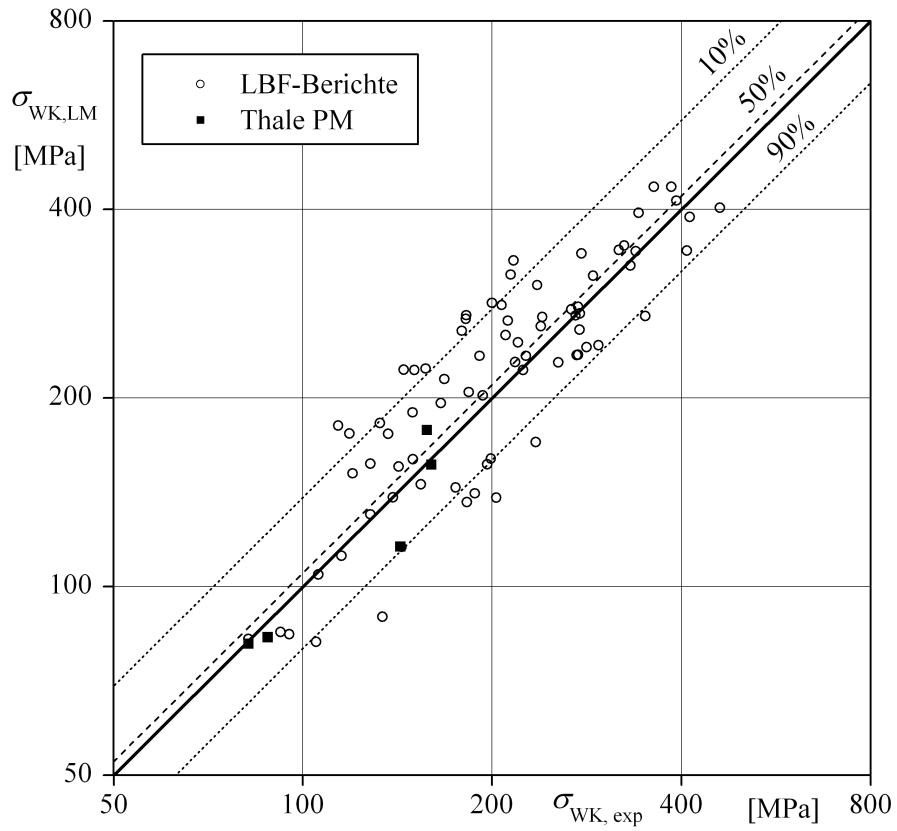
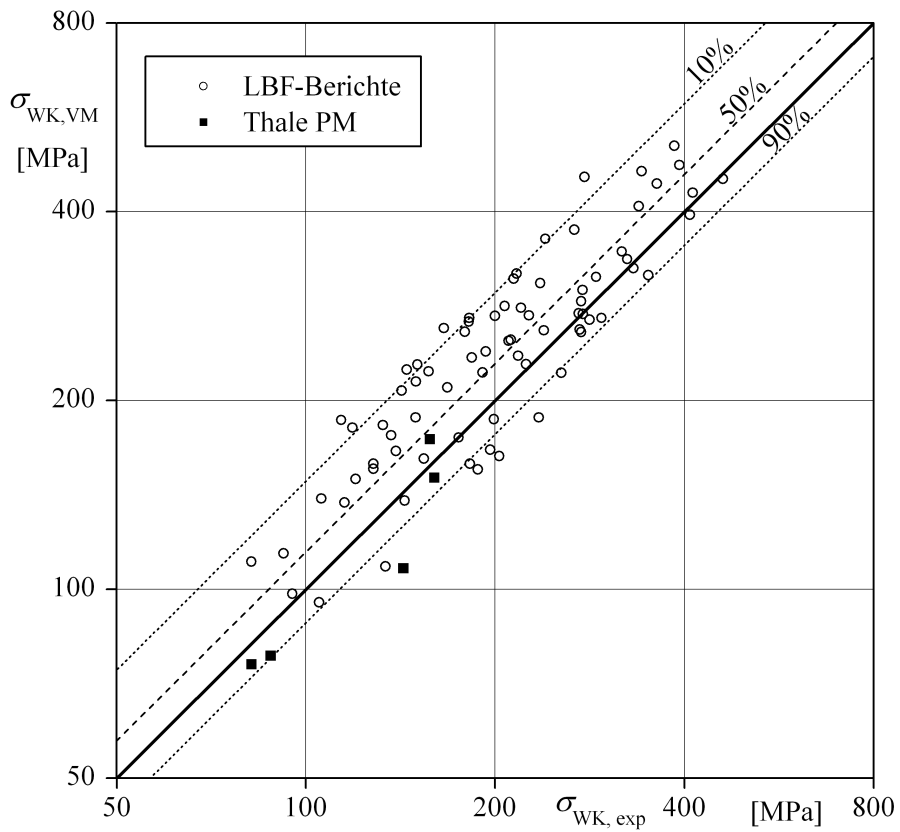


Abb. 3.7: Treffsicherheit der TCD (PM)

**Abb. 3.8:** Treffsicherheit der TCD (LM)**Abb. 3.9:** Treffsicherheit der TCD (VM)

Die Streuung ist das entscheidende Kriterium zur Beurteilung der Treffsicherheit der Stützzifferkonzepte. Ein Fehler im Mittelwert der Wechselfestigkeitsvorhersage kann durch einen einfachen Korrekturfaktor der Größe \hat{n}_{rel} beglichen werden. Streuung und Mittelwerte der TCD sind in Tab. 3.4 aufgelistet. Die beste Vorhersage im Bezug auf die Streuung als auch den Mittelwert bietet dabei die PM. Die Mittelwerte der LM und der VM liegen auf der unsicheren Seite. Ein genereller Unterschied zwischen PM und LM von bis zu 10% hat bereits TAYLOR [51] festgestellt. Die VM scheint sich nochmals im gleichen Maße von der LM zu unterscheiden.

Tab. 3.4: Treffsicherheit der TCD

	PM	LM	VM
\hat{n}_{rel}	1,01	0,95	0,87
$T_{\hat{n}_{\text{rel}}}$	1,66	1,74	1,68

Die sehr gute Treffsicherheit der PM hat einen entscheidenden Vorteil: Sie ist am einfachsten anzuwenden. Es muss lediglich die Spannung im Abstand $\frac{1}{2} \cdot L$ hinter der maximal beanspruchten Stelle ausgewertet und ins Verhältnis zum Maximalwert der Spannung gesetzt werden, um die Stützziffer zu berechnen. Etwas aufwändiger ist die Anwendung der LM, da sie die Mittelung und damit numerische Integration des Spannungsverlaufes beinhaltet. Deutlich aufwändiger ist die Volumenmittelung zur Berechnung der effektiven Kerbspannung mit der VM. Eine Volumenzuordnung ist bei der FEM nur für Elemente direkt möglich. Für ein genaues Integrationsergebnis mit Elementvolumen und mittleren Elementspannungen ist allerdings eine sehr feine Vernetzung notwendig. Als sehr praktikabel erweist sich die Methode SPIEL von DIEMAR [68]. Sie wurde zur einfacheren Berechnung der Spannungsintegrale für die Anwendung des Weakest-Link Modells entwickelt. Über einen vorgeschalteten Rechenschritt wird die Zuordnung von Volumen zu FE-Knoten realisiert. Die Integration erfolgt dann durch Multiplikation der Knotenspannungen mit den zugeordneten Volumina durch Aufsummieren über alle Knoten im zu mittelnden Bereich. Es zeigt sich, dass die VM zwar geringere Streuungen als die LM aufweist, dennoch ungenauer als die einfachste Methode PM ist. Damit kann eine eindeutige Empfehlung für die PM erfolgen.

Bei der bisherigen Anwendung der TCD kann von einer Vorhersage der Stützziffer bzw. der Bauteilwechselfestigkeit im wirklichen Sinne gesprochen werden. Der sie bestimmende kritische Abstand wird anhand von Versuchen bestimmt, die unabhängig vom zu bewertenden Bauteil sind. Das bedeutet, es handelt sich nicht um ein Modell, welches an die Versuchsergebnisse angepasst wurde, bevor es auf den gleichen Datensatz angewendet wird, wie es z. B. beim Spannungsgradientenansatz aus der FKM-Richtlinie und anderen synthetischen Wöhlerliniensystemen der Fall ist. Auch das im Absatz 3.4.2 angewendete $V_{90\%}$ -Konzept wird an die zu bewertenden Versuchsergebnisse angepasst.

Im Folgenden wurde durch Variation des kritischen Abstandes für die verschiedenen Verfahren der TCD das Minimum der Streuung für die relativen Stützziffern gesucht. Damit wird das Kon-

zept im Sinne einer Anpassung an die experimentellen Ergebnisse auf eine dem $V_{90\%}$ -Konzept vergleichbare Basis gebracht. Die Ergebnisse sind in den Abbildungen 3.10, 3.11 und 3.12 gezeigt. In der weiteren Bezeichnung werden die derart modifizierten Varianten der TCD mit dem Zusatz *optimiert* bezeichnet. Variiert wurde jeweils der Faktor, mit dem für jede Variante aus L der kritische Abstand berechnet wird. Das bedeutet z. B. für die LM, dass abweichend zur ursprünglichen Herleitung von $r_k = 2 \cdot L$ (Tab. 3.1) die Mittelung über $r_k = 0,8 \cdot L$ auf die geringste Streuung um den Mittelwert \hat{n}_{rel} führt. Der Fehler im Mittelwert muss dann noch mit dem Faktor $\hat{n}_{rel} = 1,15$ korrigiert werden. Auf den gleichen Faktor gelangt man auch für die VM, für die nach der Optimierung $r_k = 0,8 \cdot L$ gilt. Der Korrekturfaktor für den Mittelwert liegt hier mit 1,09 am nächsten bei 1 und könnte als zusätzlicher Sicherheitsfaktor auch auf eins gesetzt werden. Damit wäre für die VM keine Mittelwertkorrektur nötig. Die geringste Streuung erhält man bei der PM, wenn der kritische Abstand $r_k = 0,3 \cdot L$ gewählt wird. Im Ergebnis zeigt sich eine für alle drei Varianten nochmals deutlich geringere Streuung, die auch für alle Varianten sehr nahe beieinander liegt. Auch hier schneidet die PM am besten ab, gefolgt von der LM und der VM. Bei allen optimierten Varianten sind die kritischen Abstände kleiner als am Ableitungsbeispiel eines Risses.

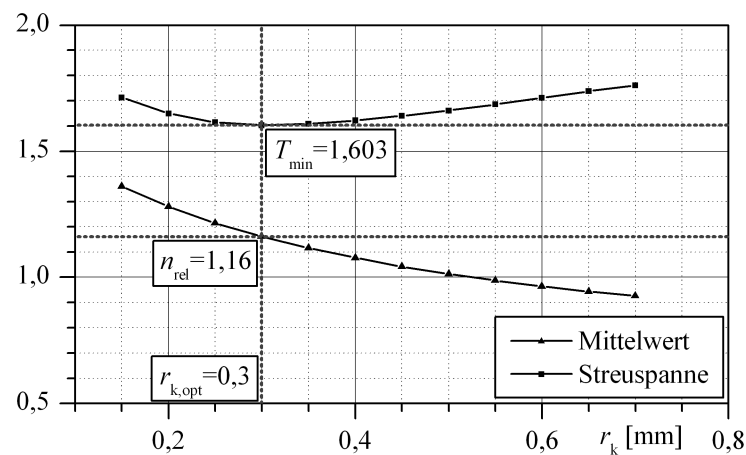


Abb. 3.10: Abhängigkeit von Streuung und Mittelwert der TCD (PM) vom kritischen Abstand

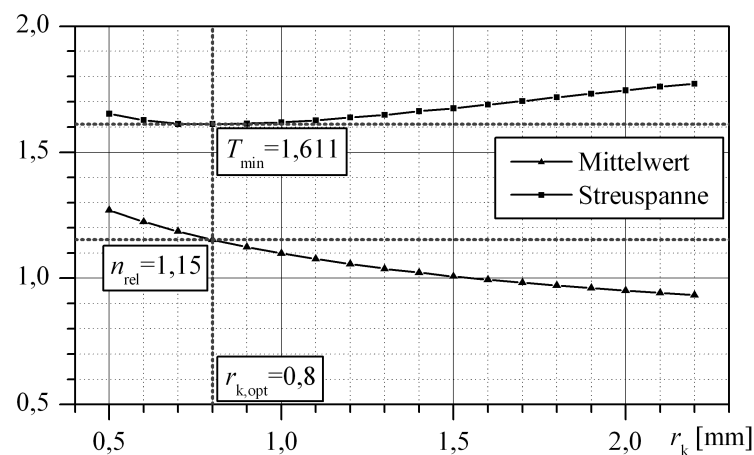


Abb. 3.11: Abhängigkeit von Streuung und Mittelwert der TCD (LM) vom kritischen Abstand

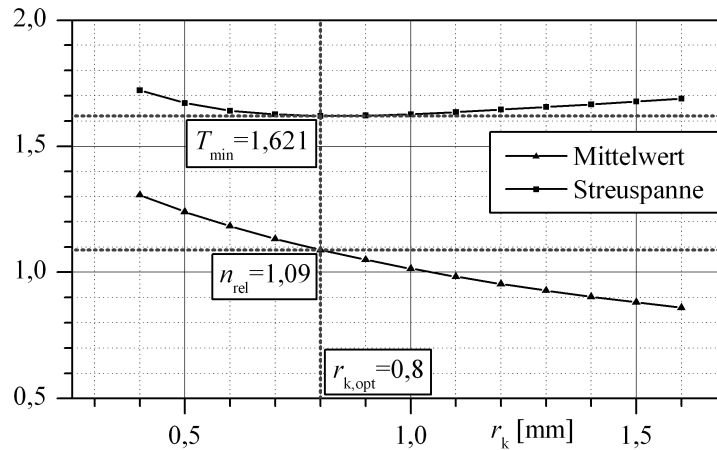


Abb. 3.12: Abhängigkeit von Streuung und Mittelwert der TCD (VM) vom kritischen Abstand

3.4.2 Anwendung des $V_{90\%}$ -Konzepts

Die Bestimmung des höchstbeanspruchten Volumens, in dem mindestens 90% der Maximalspannung liegen, ist dem Aufwand für die VM der TCD vergleichbar. Auch hier muss der Beanspruchung ein Volumen zugeordnet werden, um das 90%-Volumen zu berechnen. Wie für die VM ist das mit der Methode SPIEL mit vertretbarem Aufwand durchführbar. Die Kerbempfindlichkeit eines Werkstoffs oder einer Werkstoffgruppe wird durch den Exponenten w in Gl. 3.17 ausgedrückt. Der einfachste Ansatz ist es, einen konstanten Exponenten für alle Sinterwerkstoffe abzuleiten. Auf genauere Ergebnisse würde eine separate Bestimmung für jeden Werkstoffzustand (chemische Zusammensetzung und Dichte) führen. Dazu müssten jeweils die Bauteilwechselfestigkeiten für verschiedene Kerbformen bekannt sein. Bei diesem Aufwand könnte allerdings die Bauteilwechselfestigkeit auch experimentell bestimmt werden. Die höchstbeanspruchten Volumina der im Projekt untersuchten Kerbformen und der LBF-Berichte sind in Tab. 2.3 bzw. Tab. 2.9 aufgelistet. Für jeden Werkstoffzustand wurden in den Berichten sechs Wechselfestigkeiten bestimmt. Werden diese über dem zugehörigen $V_{90\%}$ aufgetragen, kann der Exponent des $V_{90\%}$ -Konzepts w (Gl. 3.17) durch Regression ermittelt werden. Für die Anwendung dieses Konzepts mit vertretbarem Aufwand soll ein gemeinsamer Exponent für alle Sinterwerkstoffe abgeleitet werden. Dazu werden sämtliche Wechselfestigkeiten eines Werkstoffzustandes auf ihren jeweiligen Maximalwert bezogen und die Regression über alle Punkte des Datensatzes gemeinsam durchgeführt. Die gemeinsame Regression (Abb. 3.13) ergibt einen Exponenten von $w = 0,098$.

Eine gemeinsame Regression, wie in [25] vorgeschlagen, führt nicht zwangsläufig auf die beste Treffsicherheit bei Anwendung auf denselben Datensatz. Das liegt darin begründet, dass bei der Regression alle Punkte inklusive der Werkstoffwechselfestigkeit gleich gewichtet werden. Die Anwendung des Konzepts erfolgt dann jedoch immer auf Grundlage der Werkstoffwechselfestigkeit, die als bekannte Größe in die Stützziffer mit eingeht. Als Lösungsansatz kommt entweder eine entsprechend gewichtete Regression oder das gleiche Verfahren wie für die opti-

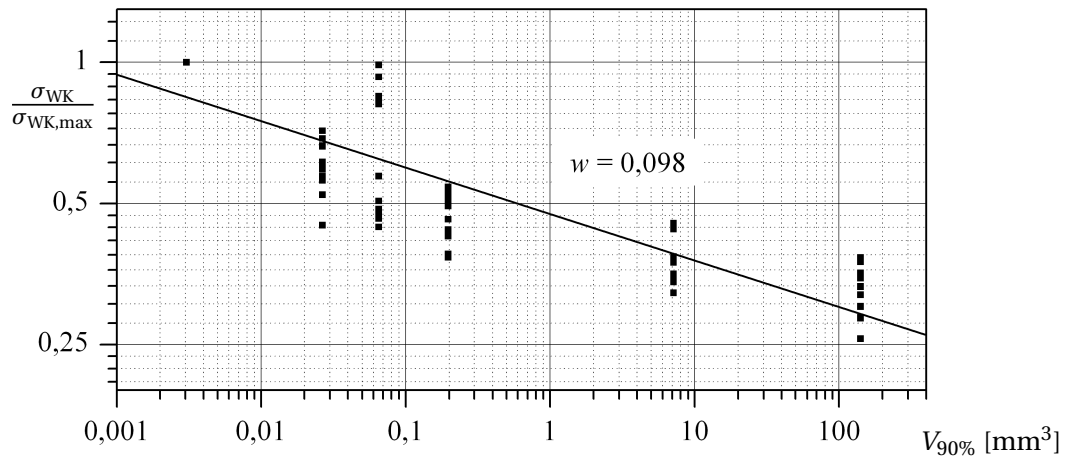


Abb. 3.13: Abhängigkeit der Wechselfestigkeit vom höchstbeanspruchten Volumen

mierten Varianten der TCD in Frage. Letzteres ist am einfachsten umzusetzen. Daher wurde in Abb. 3.14 ähnlich wie bereits für die TCD unter Variation des Exponenten w der Mittelwert \hat{n}_{rel} und die Streuung der relativen Stützziffern $T_{\hat{n}_{rel}}$ aufgetragen.

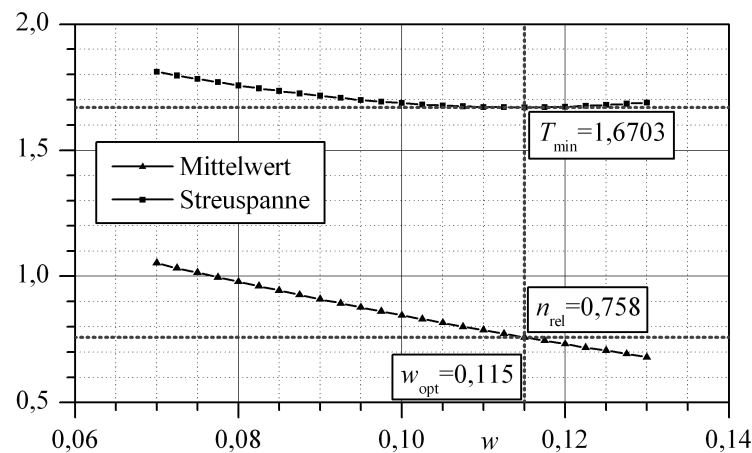


Abb. 3.14: Abhängigkeit von Streuung und Mittelwert des $V_{90\%}$ -Konzepts vom Exponenten w

Damit ist der Exponent, welcher auf die geringste Streuung führt, mit $w = 0,115$ größer als aus der gemeinsamen Regression. Das Minimum der Streuspanne verläuft über einem relativ breiten Bereich. Darin äußert sich eine gewisse Robustheit des Verfahrens gegenüber der Variation des Exponenten. Es scheint damit auch die Annahme eines für alle Werkstoffzustände der Datenbasis konstanten Exponenten gerechtfertigt. Im Vergleich zur TCD führt das $V_{90\%}$ -Konzept zwar auf eine höhere Streuung, kommt aber mit einem Exponenten aus. Damit ist der Gesamtaufwand dieses Konzeptes geringer. Die Kenntnis der Werkstoffwechselfestigkeit ist ausreichend. Bei der TCD muss dazu noch der Schwellwert des Rissfortschritts bekannt sein.

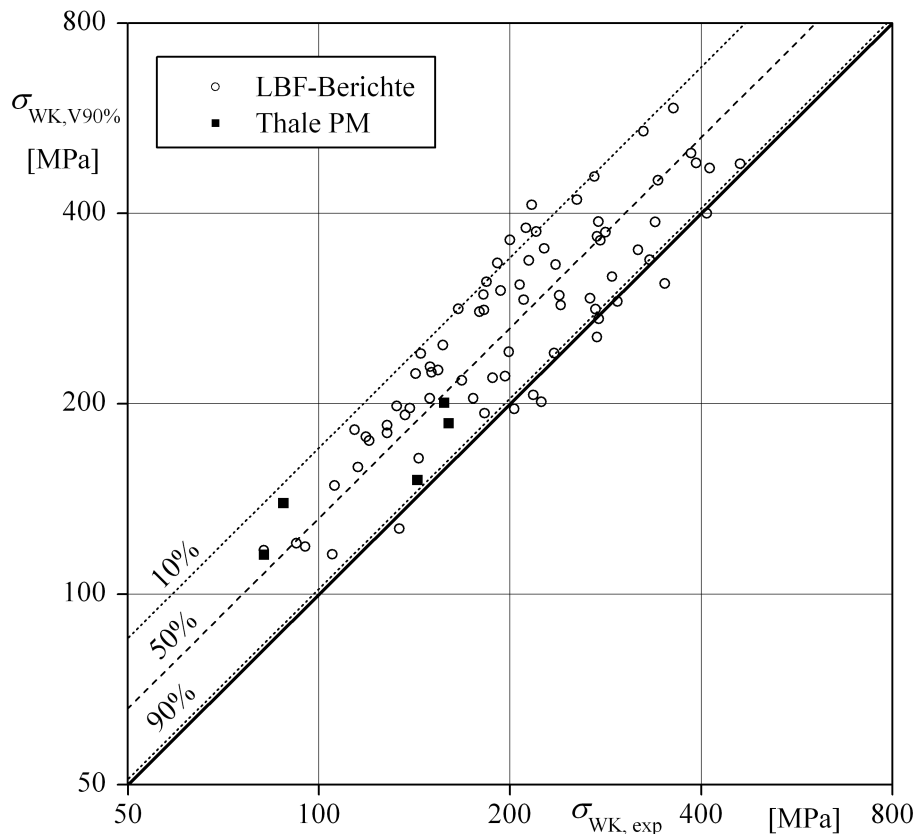


Abb. 3.15: Treffsicherheit des $V_{90\%}$ -Konzepts (optimiert)

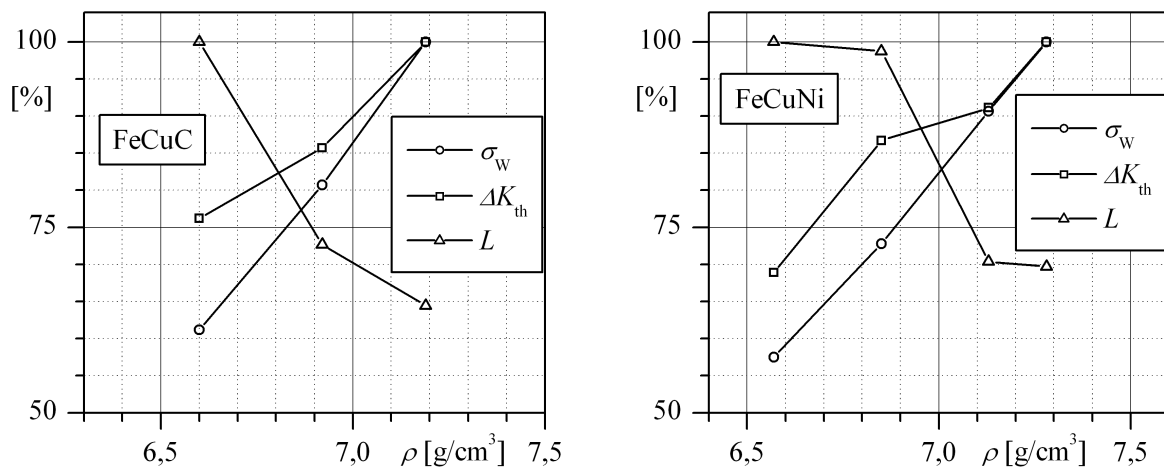
3.4.3 Fazit

Mit der TCD und dem $V_{90\%}$ -Konzept wurden zwei Konzepte vorgestellt, die ausgehend vom Spannungsfeld um die ermüdungskritische Stelle Stützziffern zur Übertragung der Wechselfestigkeit vom Werkstoff auf ein konkretes Bauteil ermöglichen. Dabei bestehen keine konzeptbedingten Einschränkungen an die Kerb- oder Bauteilgeometrie. Die Wechselfestigkeit einer auf Biegung beanspruchten ungekerbten Probe kann ebenso behandelt werden wie beliebige Kerbformen, die bei pulvermetallurgisch hergestellten Bauteilen möglich sind. Während die TCD in ihrer ursprünglichen Form eine wirkliche Vorhersage der Wechselfestigkeit erlaubt, muss das $V_{90\%}$ -Konzept an Versuchswerte angepasst werden. Von den Verfahren der TCD ist die PM sowohl bezüglich der Treffsicherheit, als auch in der einfachen Anwendung den anderen überlegen. Die Streuspannen der relativen Stützziffern der PM sind auch kleiner als die der regrestierten und der optimierten Variante des $V_{90\%}$ -Konzepts. Durch eine Anpassung des kritischen Abstandes lassen sich alle Verfahren der TCD bezüglich ihrer Streuspannen weiter verbessern. Auch hier schneidet die PM am besten ab, auch wenn die Streuspannen der optimierten Varianten sehr nah beieinander liegen. Alle Ergebnisse im Vergleich sind nochmals in Tab. 3.5 zusammengefasst.

Tab. 3.5: Treffsicherheit der Stützziffernkonzepte im Überblick

	PM	LM	VM	$V_{90\%}$	PM opt.	LM opt.	VM opt.	$V_{90\%}$ opt.
\hat{n}_{rel}	1,01	0,95	0,87	0,68	1,16	1,15	1,09	0,76
$T_{\hat{n}_{rel}}$	1,66	1,74	1,68	1,69	1,60	1,61	1,62	1,67

Bei einer Anwendung auf im Datenumfang nicht berücksichtigte Werkstoffe sollte die TCD aufgrund ihres hier prinzipiell nachgewiesenen guten Vorhersagecharakters verwendet werden. Die Abhängigkeit der Kerbwirkung von der Dichte wird direkt berücksichtigt. In Abb. 3.16 ist für die in LBF-Bericht 158 [9] untersuchten Werkstoffe die Abhängigkeit von Wechselfestigkeit und Schwellwert des Rissfortschritts sowie des sich daraus berechnenden Parameters L von der Werkstoffdichte aufgetragen. Obwohl $\Delta\sigma_W$ und $\Delta K_{I,th}$ mit der Dichte ansteigen wird L kleiner. Mit fallendem L wird auch die berechnete Stützwirkung für eine identische Kerbe kleiner. Dieser Sachverhalt wird auch von experimentellen Stützziffern wiedergegeben.

**Abb. 3.16:** Einfluss der Dichte auf Wechselfestigkeit, Schwellwert und L , (LBF-Bericht 158)

In Abbildung 3.17 sind für die Probenform α_{kb35} die experimentell ermittelten Stützziffern aller Werkstoffzustände aus den LBF-Berichten 158 und 170 über dem Parameter L aufgetragen. Die mögliche Interpretation von L als Kerbempfindlichkeit des Werkstoffs wird dabei deutlich. Werkstoffe, für welche die effektive Kerbspannung über einen größeren kritischen Abstand ermittelt wird, zeigen eine tendenziell höhere Stützwirkung, bzw. niedrigere Kerbempfindlichkeit. Diesen Trend gibt auch die Vorhersage mittels PM (gestrichelte Linie) wieder.

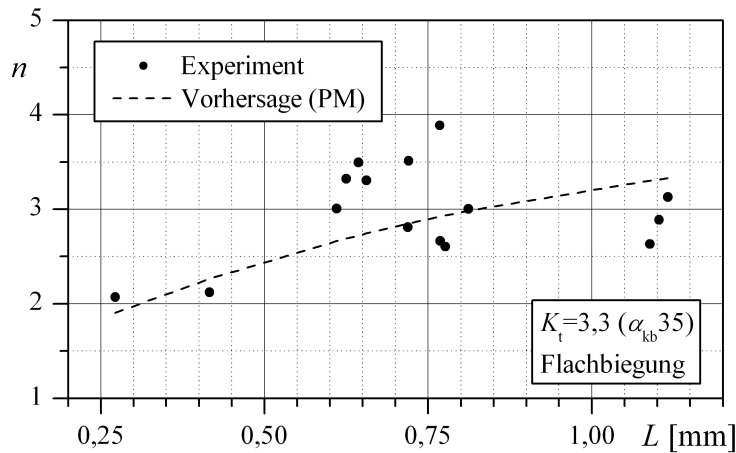


Abb. 3.17: Abhängigkeit Stützziffer (PM) vom Parameter L

3.5 Zusammenfassung

Die Ergebnisse des Kapitels *Stützwirkungskonzept zur Übertragung der Wechselfestigkeit* lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Die Kerbempfindlichkeit von Sintermetallen ist in hohem Maße von ihrer chemischen Zusammensetzung und der Dichte abhängig.
- Der übliche Spannungsgradientenansatz ist für Sintermetalle nicht geeignet.
- Mit der TCD kann die individuelle Kerbempfindlichkeit berücksichtigt werden. Der Einfluss der Dichte geht indirekt mit ein.
- Die PM ist den anderen Verfahren der TCD aufgrund der einfachsten Anwendung und der besten Treffsicherheit vorzuziehen.
- Bei Werkstoffen mit großen Werten für L , sollte die TCD mit bezogener Stützziffer angewendet werden.
- Das $V_{90\%}$ -Konzept muss anhand von Ergebnissen aus Bauteilversuchen kalibriert werden, kommt dann allerdings mit lediglich einem Materialparameter aus, wenn allen Werkstoffen eine gleiche Kerbempfindlichkeit unterstellt wird.
- Die Anwendung des $V_{90\%}$ -Konzeptes ist aufwändiger als die PM der TCD.
- Die Streuung der Vorhersage mit dem $V_{90\%}$ -Konzept ist größer als mit der PM der TCD.
- Eine Optimierung der Konzepte nach der Streuung verbessert die Vorhersage für alle Konzepte, dabei bleibt die PM das Konzept mit der geringsten Streuung.
- Fehler im Mittelwert der Stützziffervorhersage können durch den Faktor n_{rel} ausgeglichen werden.

Vorgehen zur Berechnung der Bauteilwechselfestigkeit

Für die Berechnung der Wechselfestigkeit von Bauteilen aus Sintermetall wird aufgrund der genannten Punkte die TCD mit der in diesem Bericht abgeleiteten optimierten Variante der PM empfohlen (vgl. Abb. 3.10). Erforderliche Materialparameter sind die Werkstoffwechselfestigkeit σ_W und der Schwellwert des zyklischen Rissfortschritts $\Delta K_{I,th}$. Die konkrete Anwendung kann, wie im Folgenden beschrieben, im Anschluss an eine linear-elastische FE-Rechnung erfolgen:

1. Bestimmen des Parameters L für den verwendeten Werkstoff und das gewünschte Spannungsverhältnis nach Gl. 3.9:

$$L = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{I,th}}{2 \cdot \sigma_W} \right)^2$$

2. Bestimmen der effektiven Kerbspannung nach Gl. 3.12 unter Verwendung des kritischen Abstandes der optimierten PM für das zu bewertende Bauteil und die Probe, an welcher die Werkstoffwechselfestigkeit bestimmt wurde:

$$\Delta \sigma_{\text{eff}} = \Delta \sigma_I (r = 0,3 \cdot L)$$

3. Berechnung der bezogenen Stützziffer n_{TCD}^* nach Gl. 3.18 aus der jeweiligen maximalen und effektiven Kerbspannung:

$$n_{\text{TCD}}^* = \frac{\left(\frac{\sigma_{I,\max}}{\sigma_{\text{eff}}} \right)_{\text{Bauteil}}}{\left(\frac{\sigma_{I,\max}}{\sigma_{\text{eff}}} \right)_{\text{WS-Probe}}}$$

4. Berechnung der 50%-Bauteilwechselfestigkeit nach Gl. 3.1 und der Mittelwertkorrektur $\hat{n}_{\text{rel}} = 1,16$:

$$\sigma_{\text{WK},50\%} = \hat{n}_{\text{rel}} \cdot n_{\text{TCD}}^* \cdot \sigma_W$$

5. Umrechnung der Bauteilwechselfestigkeit auf die gewünschte Eintrittswahrscheinlichkeit $X\%$ (Quantilwerte u_0 in Tab. 3.3) mit $s_{\log \hat{n}_{\text{rel}}} = 0,08$ nach Gl. 3.21 ($T_{\hat{n}_{\text{rel}}} = 1,603$):

$$\log \sigma_{\text{WK},X\%} = \log \sigma_{\text{WK},50\%} - u_{0,X\%} \cdot s_{\log \hat{n}_{\text{rel}}}$$

bzw.

$$\sigma_{\text{WK},X\%} = 10^{\log \sigma_{\text{WK},50\%} - u_{0,X\%} \cdot s_{\log \hat{n}_{\text{rel}}}}$$

6. Evtl. Umrechnung auf ein anderes Spannungsverhältnis unter Verwendung der Mittelspannungsempfindlichkeit des Materials M .

4 Berechnung der Betriebsfestigkeit

4.1 Konzepte zur Lebensdauerabschätzung

In diesem Kapitel werden Konzepte zur Lebensdauerabschätzung für Beanspruchungen mit variabler Amplitude (Betriebsfestigkeit) vorgestellt. Sie lassen sich in spannungsbasierte (*elastische*) Konzepte und das Örtliche Konzept mit seinen Varianten (*elastisch-plastische Konzepte*) unterteilen. In den folgenden Absätzen werden die beiden Konzepte und ihre Anwendbarkeit auf Sintermetalle vorgestellt und prinzipiell bewertet.

Weiterhin existiert noch das Bruchmechanikkonzept. Dabei wird ausgehend von vorhandenen Rissen (Defekten) der Rissfortschritt und die damit verbundene Restlebensdauer durch Integration eines Rissfortschrittsgesetzes berechnet. Dies ist deutlich aufwendiger als bei den vorangegangenen Konzepten und findet bisher im Bereich der Sintermetalle keine Anwendung [8].

4.1.1 Spannungsbasierte Konzepte

Die zyklische Beanspruchbarkeit eines Bauteils ist durch die Bauteilwöhlerlinie gegeben. Sie stellt den Zusammenhang zwischen einer Spannungsamplitude und ihrer bis zum Bruch (oder einem anderen Ausfallkriterium) ertragbaren Lastwechselzahl bei konstantem Spannungsverhältnis dar. Zur mathematischen Beschreibung dient bei bekannter Wechselfestigkeit folgende Gleichung:

$$N = N_W \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_W} \right)^{-k}, \quad (4.1)$$

ansonsten ist auch

$$N = K \cdot (\sigma_a)^{-k} \quad (4.2)$$

üblich. Als Beanspruchungsgröße wird hier die Kerbspannung σ verwendet. Aufgrund der Proportionalität zur Kerbspannung können auch Nennspannungen S oder äußere Lasten F , M verwendet werden. Neben der Amplitude ist auch der Mittelwert der Spannung entscheidend für die Bauteilfestigkeit. Sie wird durch das Spannungsverhältnis R zwischen Unter- und Ober-spannung charakterisiert:

$$R = \frac{\sigma_u}{\sigma_o}. \quad (4.3)$$

Die Darstellung des Zusammenhangs zwischen ertragbarer zyklischer Spannung und Spannungsverhältnis erfolgt in Dauer- und Zeitfestigkeitsschaubildern [69]. Verwendet wird in der Betriebsfestigkeit die Darstellung nach HAIGH, bei der die Spannungsamplitude direkt über der Mittelspannung aufgetragen wird.

Eine Möglichkeit zur mathematische Beschreibung des Mittelspannungseinflusses stellt die Mittelspannungsempfindlichkeit M nach SCHÜTZ [70] dar:

$$M = \frac{\sigma_a(R = -1) - \sigma_a(R = 0)}{\sigma_m(R = 0)} = \frac{\sigma_a(R = -1)}{\sigma_a(R = 0)} - 1. \quad (4.4)$$

Die Mittelspannungsempfindlichkeit beschreibt die Neigung schädigungsgleicher Linien im HAIGH-Diagramm. Damit lässt sich eine schädigungsgleiche mittelspannungsfreie Ersatzamplitude $\sigma_{a,ers}$ für beliebige Spannungsverhältnisse berechnen

$$\sigma_{a,ers} = \sigma_a + M \cdot \sigma_m, \quad (4.5)$$

um beliebige Schwingspiele anhand von mittelspannungsfrei aufgenommenen Wöhlerlinien zu bewerten. Die beiden Grenzfälle $M = 0$ und $M = 1$ bedeuten eine von der Mittelspannung unabhängige ertragbare Spannungsamplitude bzw. voll schädigende Mittelspannung. Die Mittelspannungsempfindlichkeit ist nicht über alle Spannungsverhältnisse konstant. Ihr genauer Verlauf bei hohen Druck- oder Zugmittellasten ist für Sintermetalle nicht bekannt und wurde im Vorhaben auch nicht bestimmt. Daher erfolgen sämtliche Berechnungen dieses Berichts mit dem nach der FKM-Richtlinie modifizierten Haigh-Diagramm:

- $\frac{\sigma_m}{\sigma_a} < -1$ (Hysterese im Druckbereich)

$$\sigma_{a,ers} = \sigma_a \cdot (1 - M) \quad (4.6)$$

- $-1 \leq \frac{\sigma_m}{\sigma_a} \leq 1$ (Wechselbeanspruchung)

$$\sigma_{a,ers} = \sigma_a + M \cdot \sigma_m \quad (4.7)$$

- $1 < \frac{\sigma_m}{\sigma_a} < 3$ (Hysterese im Zugbereich)

$$\sigma_{a,ers} = \frac{1 + M}{1 + \frac{M}{3}} \left(\sigma_a + \frac{M}{3} \sigma_m \right) \quad (4.8)$$

- $\frac{\sigma_m}{\sigma_a} \geq 3$

$$\sigma_{a,ers} = \sigma_a \cdot \frac{3(1 + M)^2}{3 + M}. \quad (4.9)$$

Die verschiedenen Varianten der Spannungskonzepte unterscheiden sich hauptsächlich in der Art der Wöhlerlinienermittlung. Beim **Nennspannungskonzept** wird eine Bauteilwöhlerlinie zu Grunde gelegt. Diese kann am zu berechnenden Bauteil bestimmt oder von einem *ähnlichen* Bauteil übernommen werden. Damit werden alle maßgeblichen Einflüsse auf die Ermüdung direkt erfasst. Ungenauigkeiten der Lebensdauerabschätzung liegen dann hauptsächlich in der Schadensakkumulationsrechnung begründet.

Beim **Konzept der örtlich elastischen Beanspruchungen** wird zunächst die Bauteilfestigkeit aus der Werkstoffwechselfestigkeit über ein Stützziffernkonzep abgeschätzt. Wöhlerlinienneigung k , Abknicklastwechselzahl N_W und Mittelspannungsempfindlichkeit werden nach Richtlinien abgeschätzt.

Daneben existieren noch weitere Varianten wie das **Strukturspannungskonzept**, welches besonders bei Schweißkonstruktionen zum Einsatz kommt.

Die Betriebsfestigkeit behandelt zyklisch beanspruchte Bauteile unter variablen Beanspruchungsamplituden. Aus einem kontinuierlichen Beanspruchungs-Zeit-Verlauf sind für die Betriebsfestigkeit lediglich die Umkehrpunkte von Interesse. Mit Hilfe von zweiparametrischen Klassierverfahren (z. B. Rainflow-Klassierverfahren) wird aus der Lastfolge ein gestuftes (diskretes) Beanspruchungskollektiv gewonnen. Dieses beinhaltet für jede Kollektivstufe die Information zu Amplitude, Mittelwert und Häufigkeit und damit alle relevanten Informationen über die Beanspruchung zur Lebensdauerabschätzung nach Spannungskonzepten. Weiterführendes zur Klassierung und Kollektivbildung ist in [71] angegeben.

Die Lebensdauerabschätzung erfolgt im Ergebnis der Schädigungsrechnung, der Gegenüberstellung von Beanspruchung und Beanspruchbarkeit. Für die Schädigungsrechnung existieren zahlreiche Ansätze [72], wobei die lineare Schadensakkumulationshypothese nach PALMGREN [73] und MINER [74] die einfachste ist, da er keine zusätzlich experimentell zu bestimmenden Parameter erfordert, und daher das am häufigsten verwendete Verfahren darstellt. Demnach führt jedes Schwingspiel $\sigma_{a,i}$ zu einer Teilschädigung D_i entsprechend der Bemessungswöhlerlinie. Für eine Kollektivstufe mit n_i Lastwechseln gleicher Ersatzspannungsamplitude ergibt sich

$$D_i = \frac{n_i}{N_i}, \quad (4.10)$$

wobei N_i die ertragbare Lastwechselzahl für ein Schwingspiel mit der Amplitude $\sigma_{a,i}$ nach Gl. 4.1 darstellt. Die einzelnen Teilschädigungen werden *linear* zur Schadenssumme D aufsummiert. Das bedeutet, die Teilschädigung eines Lastwechsels ist unabhängig vom vorangegangenen Lastwechsel, i.e. es wird kein Reihenfolgeeinfluss berücksichtigt. Bei einer Schadenssumme $D = 1$ ist das rechnerische Bauteilversagen erreicht:

$$\sum_{i=1}^l D_i = 1. \quad (l - \text{Anzahl der Kollektivstufen}) \quad (4.11)$$

Daraus lässt sich die zu erwartende Lastwechselzahl (Lebensdauer) für eine auf ein Bauteil einwirkende Lastfolge mit

$$N = \frac{\sum_{i=1}^l n_i}{\sum_{i=1}^l D_i} \quad (4.12)$$

berechnen. Die lineare Schadensakkumulationshypothese ist in ihrer starken Vereinfachung des real ablaufenden Schädigungsprozesses mit starken Unsicherheiten behaftet [75]. Die relativen Schädigungssummen, welche als das Verhältnis aus experimentell ermittelter zu berechneter Lebensdauer definiert ist,

$$D_{\text{rel}} = \frac{N_{\text{Versuch}}}{N_{\text{Rechnung}}} \quad (4.13)$$

liegen zum Teil deutlich unter 1 und weisen eine starke Streuung auf. Dies ist zum einen auf die lineare Schadensakkumulation an sich, als auch in der Bewertung von Kollektivstufen unterhalb der Wechselfestigkeit begründet. Letzterem wird durch sogenannte Modifikationen der

Miner-Regel Rechnung getragen. Die *originale* Form (MO) berücksichtigt Kollektivstufen unterhalb der Wechselfestigkeit nicht, so dass diese eine Teilschädigung $D_i = 0$ haben. Da jedoch ein geschädigtes Bauteil nicht mehr über die Wechselfestigkeit eines ungeschädigten Bauteils verfügen kann, wird für die anderen Modifikationen eine Bemessungswöhlerlinie zur Schädigungsrechnung unterhalb der Wechselfestigkeit definiert. Für die *elementare* Form (ME) wird die Wöhlerlinie mit gleichem Anstieg wie der Zeitfestigkeitsbereich bis unter die Wechselfestigkeit weitergeführt. Es ist offensichtlich, dass die beiden genannten Modifikationen die beiden Grenzfälle einer zu konservativen Abschätzung (ME) und zu unsicheren Abschätzung (MO) sind. Die *modifizierte* Form (MM) führt die Wöhlerlinie unterhalb der Wechselfestigkeit mit einem Anstieg $k^* = 2k - m$ fort. Für Sinter- und Gusswerkstoffe gilt $m = 2$, während für alle anderen Stahl- und Aluminiumwerkstoffe mit $m = 1$ zu rechnen ist [8]. Letztere ist eine Vereinfachung der *konsequenten* Miner-Regel (MK), welche ein kontinuierliches Abfallen der Wechselfestigkeit über der Lebensdauer berücksichtigt und in [28] ausführlich beschrieben ist. Die Lebensdauer wird mit

$$N_{KM} = \left(N_W \cdot \sigma_W^k \right) \cdot \left(\sum_{i=1}^z n_i \right) \cdot \sum_{d=j}^z \left(\frac{\left(\sigma_{a,d}^q - \sigma_{a,(d+1)}^q \right)}{\left(\sigma_W^q \cdot \sum_{i=1}^d n_i \cdot \sigma_{a,i}^k \right)} \right) \quad (4.14)$$

berechnet. Das Kollektiv umfasst die Stufen $i = 1 \dots z$, wobei die Stufen $i = 1 \dots j$ größer oder gleich der ursprünglichen Wechselfestigkeit liegen. Außerdem gilt $q = k - m$ mit $m = 2$ für Sinter- und Gusswerkstoffe, bzw. $m = 1$ für Stahl- und Aluminiumwerkstoffe.

Einen etwas anderen Ansatz als die vorangegangenen Modifikationen stellt die Variante nach ZENNER und Liu [65] dar, da die Bemessungswöhlerlinie auch für den Zeitfestigkeitsbereich geändert wird. Die Wöhlerlinie wird am Kollektivhöchstwert gedreht und erhält den Anstieg $k^* = \frac{k+3,6}{2}$ und die Wechselfestigkeit wird auf $\sigma_W^* = \frac{\sigma_W}{2}$ herabgesetzt. Gegen diese modifizierte Wöhlerlinie wird nun analog der originalen Form der Minerregel gerechnet.

Die Bemessungswöhlerlinien für sämtliche Varianten sind in Abb. 4.1 dargestellt. In Abb. 4.2 sind beispielhaft die sich nach den verschiedenen Modifikationen ergebenden Lebensdauerlinien gezeigt. Mit den Varianten MO, ME, MM und MK wird dem Problemfeld der Kollektivstufen unterhalb der Wechselfestigkeit Rechnung getragen. Die Modifikation nach ZENNER und Liu (ZL) geht bereits das generelle Problem der linearen Schadensakkumulation an und verschiebt die relativen Schädigungssummen in Richtung $D = 1$.

Eine pragmatische Lösung, die Schädigungssummen in Richtung 1 zu verschieben, geht auf SCHÜTZ zurück [76] und hat als *relative* Miner-Regel Eingang in die Regelwerke gefunden. Damit wird die berechnete Lebensdauer mit einem Faktor abgemindert, um die relative Schädigungssumme von 1 zu erreichen.

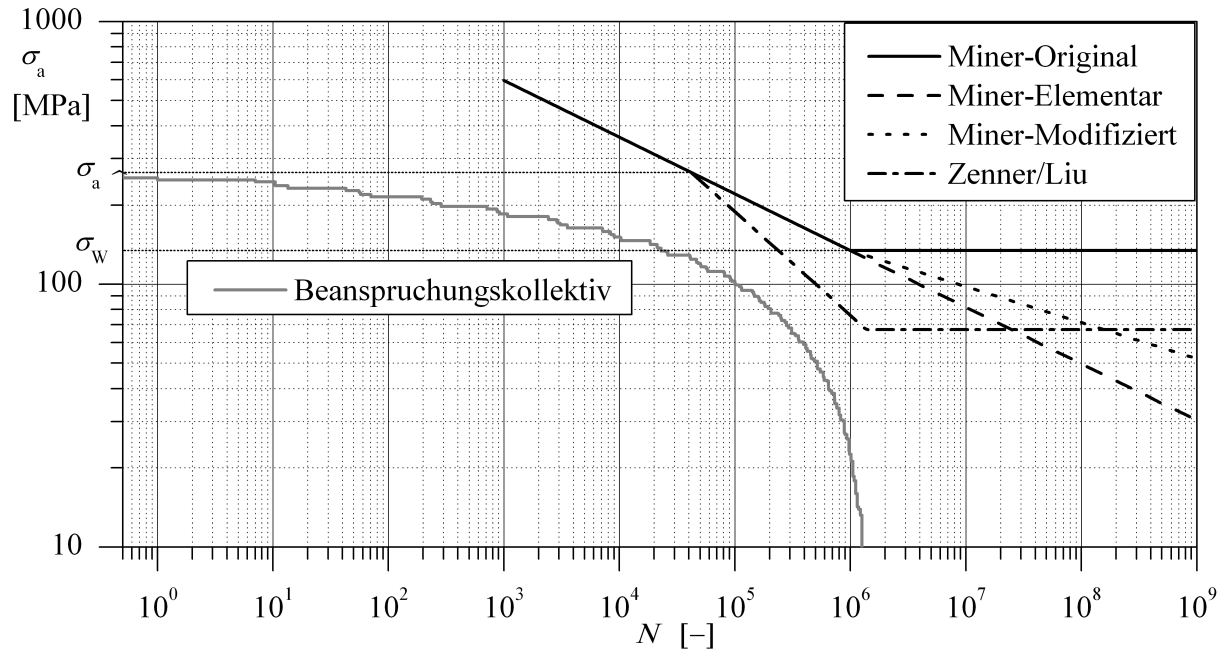


Abb. 4.1: Bemessungs-Wöhlerlinien verschiedener Modifikationen der Miner-Regel

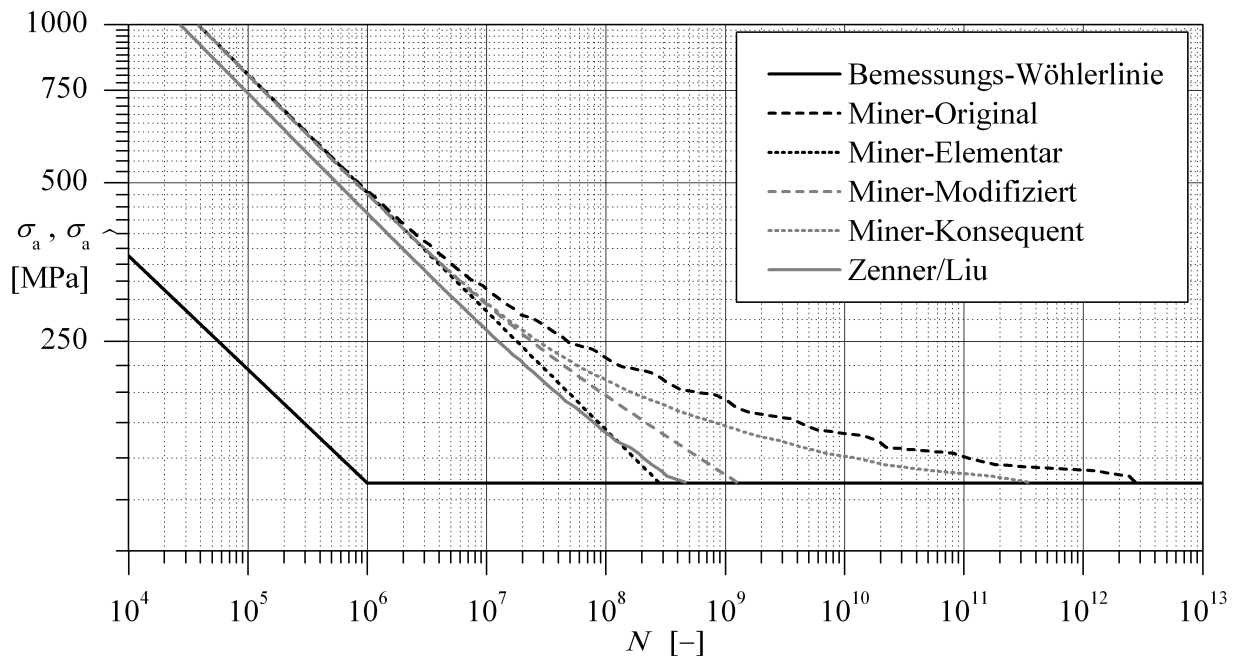


Abb. 4.2: Rechnerische Lebensdauerlinien verschiedener Modifikationen der Miner-Regel

4.1.2 Örtliches Konzept

Mit dem Örtlichen Konzept wird die Lebensdauer eines Bauteils anhand der örtlichen Beanspruchung im Kerbgrund (der versagenskritischen Stelle) berechnet. Dabei ist die Gesamtdehnung in der Kerbe entscheidend für die Schädigung. Die grundlegende Hypothese des Örtlichen Konzeptes besagt, dass die Schädigung in der Kerbe bei gleichem Beanspruchungsverlauf identisch der Schädigung einer ungekerbten Werkstoffprobe ist. Der in einer Kerbe i. Allg. mehrachsig auftretende Spannungszustand ist mit einer entsprechenden Vergleichsspannungshypothese auf die unter Zug/Druck einachsig beanspruchte Probe umzurechnen. Anders als beim Nennspannungskonzept werden keine Versuche an Bauteilen benötigt, sondern lediglich Kennwerte aus Werkstoffversuchen verwendet. Das sind die Parameter der ZSD-Kurve

$$\varepsilon_{a,t} = \varepsilon_{a,el} + \varepsilon_{a,pl} = \frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (4.15)$$

sowie die der Dehnungswöhlerlinie

$$\varepsilon_{a,t} = \varepsilon_{a,el} + \varepsilon_{a,pl} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_A)^b + \varepsilon'_f (2N_A)^c. \quad (4.16)$$

Eine ausführliche Beschreibung des Konzepts mit den beinhalteten Modulen ist in [77] zu finden. Dem örtlichen Konzept liegen verschiedene Annahmen zu Grunde. Eine davon ist die Beschränkung auf homogene Materialien. Gerade diese wird von Sinterwerkstoffen mit ihrer Porosität nicht erfüllt. Infolge der Poren, die als innere Kerben wirken, zeigen Sintermetalle ein makroskopisch sprödes Verhalten, auch wenn der Grundwerkstoff im homogenen Zustand deutlich duktiler ist [78]. Damit bilden die Materialparameter nicht das reine Materialverhalten des Grundwerkstoffs ab. Eine Werkstoffprobe aus Sintermetall ist prinzipiell ein innerlich gekerbtes Bauteil. Bedingt durch die makroskopisch betrachtet geringe Duktilität führt eine Lebensdauerabschätzung auf Grundlage der so gewonnenen Materialparameter zu einer starken Unterschätzung. Das zeigt sich auch in den wenigen publizierten Versuchen, das örtliche Konzept für Sintermetalle anzuwenden, z. B. in [79].

Das Örtliche Konzept beinhaltet lediglich die Makrostützwirkung. Mit einer Näherung für die Last-Kerbdehnungsbeziehung, meist der NEUBER-Regel (Gl. 3.3), wird die elastisch-plastische Spannungsumlagerung in der Kerbe berechnet. Infolge der inhomogenen Spannungsverteilung im Kerbgrund ergibt die Bauteilfließkurve bei gleicher Maximallast weniger plastische Dehnungen als die ZSD-Kurve, welche an einer Werkstoffprobe mit homogenem Spannungszustand ermittelt wurde. Dieser Unterschied wird mit steigenden Lasten größer. Dies führt zu einer stärkeren Beanspruchbarkeit in Kerben und zu steileren Anstiegen der Bauteilwöhlerlinien als der aus der Dehnungswöhlerlinie berechneten Werkstoffspannungswöhlerlinie. Die untersuchten Sintermaterialien hingegen zeigen bis in den Kurzzeitfestigkeitsbereich hinein makroskopisch elastisches Verhalten. Das ist aus den aufgenommenen ZSD-Kurven im Anhang A.1.3 für sämtliche untersuchte Sinterwerkstoffe ersichtlich. Der plastische Anteil der Dehnungswöhlerlinien liegt um mindestens eine Dekade unter der elastischen Dehnungswöhlerlinie. Durch die fehlenden plastischen Dehnungsanteile wird auch keine Stützwirkung infolge plastischer Spannungsumlagerung im Kerbgrund ermittelt. Das bedeutet, dass die sich nach dem

örtlichen Konzept ergebende Bauteilwöhlerlinie fast exakt der Werkstoffspannungswöhlerlinie entspricht. Dennoch zeigen die Versuche an Kerbproben, dass die ertragbaren Beanspruchungen in Kerben die an ungekerbten Proben deutlich übersteigen. Dieser Effekt ist allerdings auf die Mikrostützwirkung, bzw. die bruchmechanische Stützwirkung¹ zurückzuführen. Ein Vorteil des Örtlichen Konzeptes gegenüber den spannungsbasierten Konzepten ist die Berücksichtigung des spannungsmechanischen Reihenfolgeinflusses infolge von Spannungsumlagerungen. Auch dieser Vorteil kommt bei der Anwendung auf spröde Werkstoffe aus den oben angeführten Gründen nicht zum Tragen, da der örtliche Spannungspfad fast ausschließlich elastisch ist.

4.1.3 Fazit

Die Vorteile, die das Örtliche Konzept bietet, kommen bei Sintermetallen nicht zum Tragen. Das liegt vor allem am makroskopisch elastischen zyklischen Materialverhalten der untersuchten Werkstoffe. Mit einer gesteigerten Dichte und damit verbundener höherer Duktilität könnte das Konzept allerdings auch bei Sinterwerkstoffen zu realistischen Ergebnissen bei der Lebensdauerabschätzung führen. Die große Stützwirkung bei Sintermetallen kann im örtlich-elastischen Konzept gut über ein Stützziffernkonzentrat berücksichtigt werden (Kapitel 3). In diesem Fall gelangt man ebenfalls zu einer Bauteilwöhlerlinie, ohne Bauteilversuche durchzuführen.

4.2 Ergebnisse der Lebensdauerabschätzung

Für die Validierung der Lebensdauerabschätzung wurden die in Anhang A.1.2 dokumentierten Betriebslastenversuche nachgerechnet. Grundlage dafür bildeten die experimentell ermittelten Bauteilwöhlerlinien. Diese sind mit den zugehörigen Einzelversuchen und in regressierter Form in Anhang A.1.1.1 für die untersuchten Bauteile Kettenrad und Rotor, sowie in Anhang A.1.1.3 für die untersuchten Flachproben aufgeführt. In Tabelle 4.1 sind die verwendeten Werkstoffe mit den zugehörigen Bauteilen bzw. Probenformen nochmals im Überblick aufgelistet. Die Schädigungsrechnung erfolgte für jeden Betriebslastenversuch nach den Modifikationen Miner Original, Miner Elementar, Miner Konsequent, Miner Modifiziert und in der Modifikation nach ZENNER und Liu. Sämtliche Betriebslastenversuche sind mit der Lastfolge CC7 in verschiedener Skalierung durchgeführt worden. Die Einzelergebnisse der Lebensdauerabschätzungen sind in Anhang A.2 in Form von relativen Schädigungssummen zu finden. Für jede Kombination Werkstoff-Prüfteil ist eine separate Auswertung von mittlerer relativer Schädigungssumme und Standardabweichung bzw. Streuspanne durchgeführt worden. Um eine statistisch abgesicherte Aussage zur Treffsicherheit der Lebensdauerabschätzung treffen zu können, wurden die Ergebnisse aller Sinterstähle einer gemeinsamen statistischen Auswertung

¹Die bruchmechanische Stützwirkung ist eine Deutung der Mikrostützwirkung und bedeutet, dass die Beanspruchung an Rissen in inhomogenen Spannungsfeldern (Kerben) geringer als in homogenen Spannungsfeldern gleicher Maximalbeanspruchung ist [34].

Tab. 4.1: Durchgeführte Betriebslastenversuche und Lebensdauerabschätzungen

Werkstoff	Kettenrad	Rotor	Kerbprobe
Alumix 231		✓	✓
AMB2900			✓
Sint-D11	✓		✓
Sint-D30	✓		
Sint-D35	✓		✓

unterzogen. Eine analoge Auswertung erfolgte für die beiden Sinter-Aluminiumwerkstoffe, sowie für alle Sinterwerkstoffe zusammen. Die Ergebnisse der gemeinsamen Auswertungen sind in Abb. 4.3, 4.4 und 4.5 dargestellt. Die Auswertung im Wahrscheinlichkeitsnetz ist für beide Werkstoffgruppen in Abb. 4.6 dargestellt. Diese Ergebnisse sollen im Folgenden verglichen und bewertet werden.

Wie in den Ergebnissen ersichtlich, sind die Ergebnisse für MK und der dazugehörigen Näherung MM nahezu identisch. Da MM im Vergleich deutlich einfacher anzuwenden ist, wird MK im weiteren Verlauf nicht mehr berücksichtigt. Bezüglich der Treffsicherheit des Mittelwertes liegt ZL deutlich näher bei 1 als die anderen Modifikationen. Das entspricht auch dem erwarteten Ergebnis, da die Bemessungswöhlerlinie für die Schädigungsrechnung steiler verläuft als die Bauteilwöhlerlinie, welche für die anderen Verfahren für Kollektivstufen oberhalb der Wechselfestigkeit verwendet wird. Allerdings ist der Mittelwert auch hier kleiner 1 und die Lebensdauerabschätzung damit auf der unsicheren Seite. Generell liegt der Mittelwert der relativen Schädigungssummen bei Sinter-Stahl unter denen für Sinter-Aluminium (vgl. Abb. 4.3 und 4.4). Die abgeschätzten Lebensdauern liegen bei Sinter-Stahl demnach deutlich stärker auf der unsicheren Seite. Weiterhin fällt beim Vergleich der Ergebnisse beider Werkstoffgruppen auf, dass die Mittelwerte für Sinter-Stahl und -Aluminium mit der Modifikation ZL näher beieinander liegen als für die anderen Varianten. Die Mittelwerte für Sinter-Aluminium zu Sinterstahl unterscheiden sich um den Faktor 1,07. Für die Modifikationen MO (Faktor 1,28), ME (Faktor 1,54) und MM (Faktor 1,48) ist der Unterschied deutlich größer. Aufgrund des Umfangs der Datenbasis lassen sich darüber lediglich Vermutungen anstellen. Die drei Bauteilwöhlerlinien für Sinteraluminium haben sämtlich kleinere Exponenten und damit steilere Anstiege als bei Sinterstahl (vgl. Tab. 2.6). Das könnte der Grund für die im Vergleich zu Sinterstahl höheren Schadenssummen bei Sinteraluminium sein. Der Unterschied bei ZL ist für beide Werkstoffgruppen hingegen sehr klein. Durch die Mittelung der Wöhlerlinie im Zeitfestigkeitsbereich mit einer fiktiven Wöhlerlinie eines angerissenen Bauteils ($k = 3,6$) fallen die Unterschiede in den Wöhlerlinienexponenten der beiden Werkstoffgruppen nicht mehr so stark ins Gewicht.

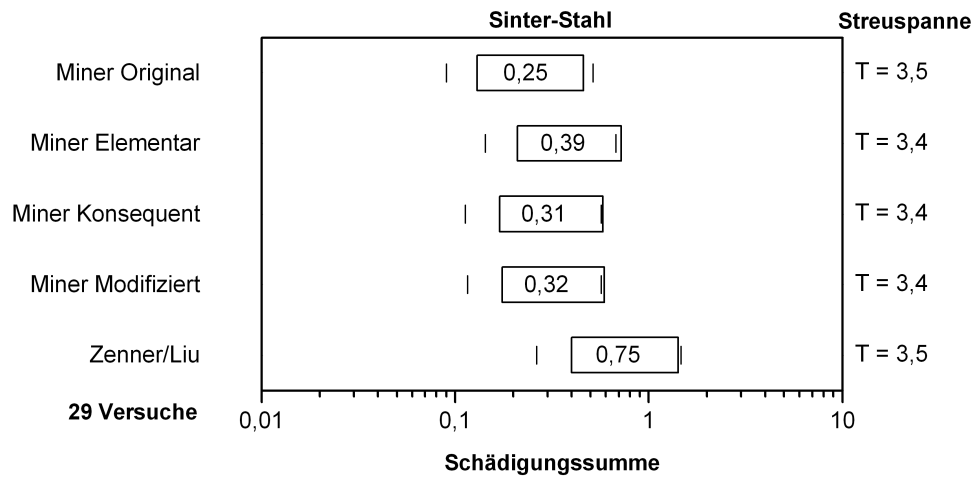


Abb. 4.3: Mittlere Schädigungssummen und Streuspannen der verschiedenen Verfahren zur Lebensdauerabschätzungen im Vergleich (Sint-D11, Sint-D30, Sint-D35)

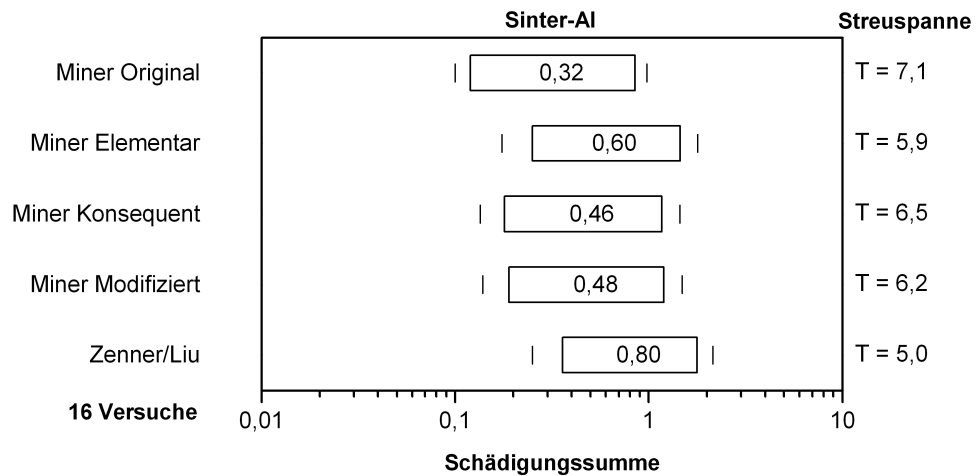


Abb. 4.4: Mittlere Schädigungssummen und Streuspannen der verschiedenen Verfahren zur Lebensdauerabschätzungen im Vergleich (Alumix 231 und ABM 2900)

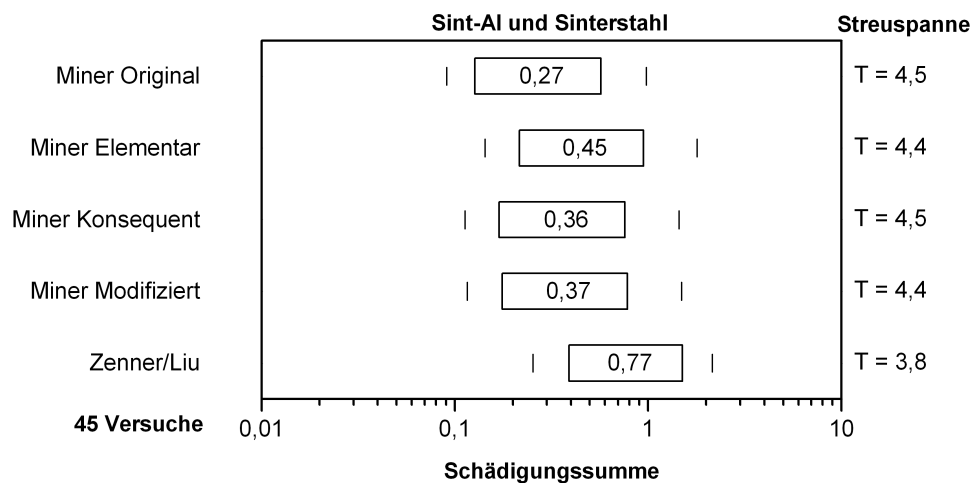


Abb. 4.5: Mittlere Schädigungssummen und Streuspannen der verschiedenen Verfahren zur Lebensdauerabschätzungen im Vergleich

Das relevante Kriterium zur Bewertung der verschiedenen Modifikationen zur Schädigungsrechnung ist die Streuung der relativen Schädigungssummen [75]. Die Korrektur des Mittelwertes kann mit einem einfachen Faktor (Relative Miner-Regel) erfolgen. Wie im Vergleich der Abb. 4.3 und 4.4 ersichtlich, streut die Lebensdauerabschätzung, ausgedrückt als Streuspanne, für Sinteraluminium deutlich stärker als für Sinterstahl. Auch für die Streuung stellt sich bei Verwendung der Modifikation ZL das beste Ergebnis ein. Für beide Werkstoffgruppen ist hier die Streuspanne am geringsten.

Damit lässt sich zusammenfassend eine generelle Empfehlung für die Lebensdauerabschätzung nach ZENNER und LIU geben. Die Relative Miner-Regel zur Mittelwertkorrektur kann für beide Werkstoffgruppen einheitlich mit $D_{rel} = 0,77$ erfolgen. Zur Umrechnung der Schadensummen auf eine geforderte Ausfallwahrscheinlichkeit sollten dann die für die verschiedenen Werkstoffgruppen unterschiedlichen Werte der Streuung verwendet werden.

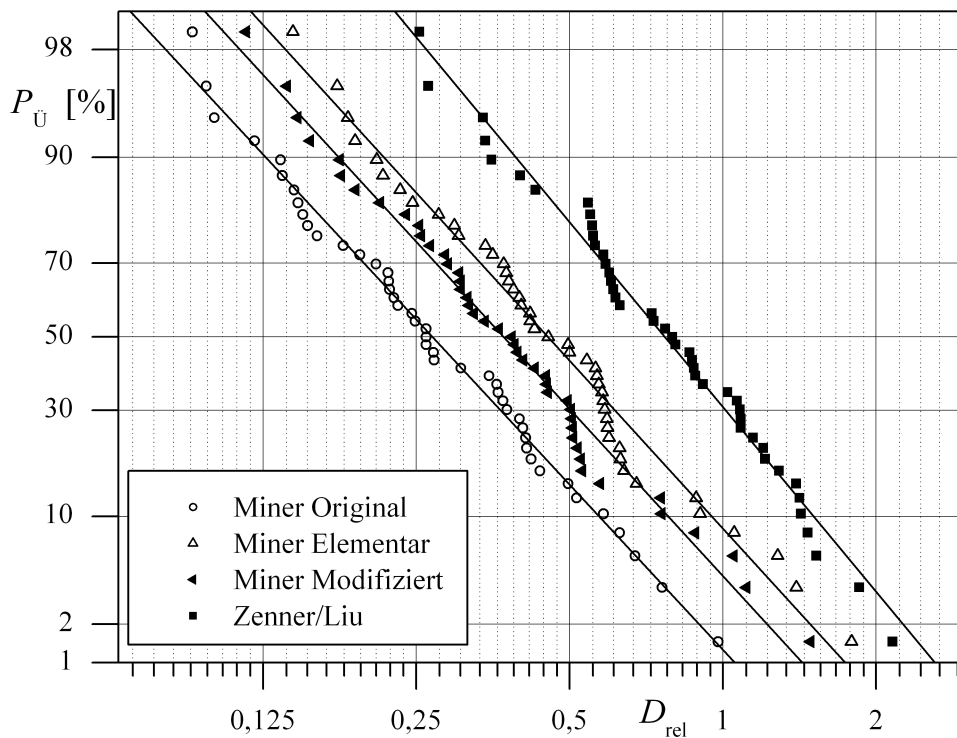


Abb. 4.6: Statistische Auswertung der Lebensdauerrechnungen (Stahl & Aluminium)

4.3 Zusammenfassung

Die Ergebnisse des Kapitels *Berechnung der Betriebsfestigkeit* lassen sich wie folgt zusammenfassen.

- Das Örtliche Konzept ist aufgrund der geringen Duktilität der untersuchten Sintermetalle zur Lebensdauerabschätzung ungeeignet.
- Für Sinterstähle ergaben sich kleinere effektive Schädigungssummen als bei Sinteraluminium.
- Die Werte der effektiven Schädigungssummen liegen mit den Modifikationen Miner Konsequent und Modifiziert für Sinterstähle in der Größenordnung erschmolzener Stähle ($D_{\text{rel}} \approx 0,3$)
- Die Streuung der Lebensdauerabschätzung ist für Sinterstähle geringer als für Sinteraluminium
- Von den verschiedenen Modifikationen der Miner-Regel ergeben sich nach der Modifikation nach ZENNER und LIU bezogen auf Streuung und relative Schädigungssummen die besten Ergebnisse.

Aufgrund der Ergebnisse der durchgeführten Untersuchungen erfolgt die Empfehlung, die Lebensdauerabschätzung von Sintermetallen spannungsbasiert mit der Modifikation nach ZENNER und LIU durchzuführen. Die relativen Schädigungssummen zur Mittelwertkorrektur sowie die Streuungen der Vorhersage können den Abbildungen 4.3 für Sinterstahl und 4.4 für Sinteraluminium entnommen werden.

5 Zusammenfassung und Schlußfolgerungen

Mit dem Teilprojekt Betriebsfestigkeit im Wachstumskern Thale PM wurden die Problemfelder Übertragung der Wechselfestigkeit auf Bauteile sowie Lebensdauerabschätzung die fundamentalen Bestandteile des rechnerischen Festigkeitsnachweises für Sintermetalle untersucht. Dabei wurden wichtige Erkenntnisse zur Treffsicherheit und zur Streuung der verschiedenen Konzepte gewonnen.

In Kapitel 1 wird die Aufgabenstellung umrissen und die daraus resultierende Vorgehensweise aufgezeigt. Weiterhin ist der aktuelle Stand der Technik zur Schwingfestigkeit von Sintermetallen dargelegt und es werden die wichtigsten Publikationen zum Thema angegeben.

Die den Untersuchungen zugrundeliegenden Versuchsergebnisse sind in Kapitel 2 erläutert. Zunächst werden die Werkstoffe und Proben bzw. Bauteile der eigenen Untersuchungen charakterisiert und die wichtigsten Auswertungsergebnisse dargelegt. Anschließend sind die der Literatur entnommenen Daten angegeben.

Der Hauptteil des Berichts beschäftigt sich in Kapitel 3 mit der Übertragung des Materialkennwertes Wechselfestigkeit auf konkrete Bauteile bzw. gekerbte Proben. Aufgrund von Vorüberlegungen werden das Konzept des höchstbeanspruchten Werkstoffvolumens und die Theory of Critical Distances als prinzipiell geeignete Stützwirkungskonzepte für Sintermetalle ausgewählt. Im Vergleich zeigt sich, dass die Treffsicherheit der *Point Method* als Verfahrensvariante der TCD im Bezug auf den Mittelwert der Vorhersage und die Streuung den anderen Verfahren überlegen ist. Darüber hinaus ist sie auch am einfachsten anzuwenden. Mittels einer Optimierung der Verfahren auf eine minimale Streuung konnte die Treffsicherheit der TCD und des $V_{90\%}$ -Konzeptes nochmals verbessert werden. Auch hier liefert die PM der TCD die besten Ergebnisse. Am Ende des Kapitels ist die Vorgehensweise zur Anwendung des Stützziffernkonzepthes (PM optimiert nach der Streuung) Schritt für Schritt angegeben. Damit wird dem Nutzer bzw. den Partnern des Forschungskerns die direkte Anwendung des Konzeptes ermöglicht.

Im 4. Kapitel werden Konzepte zur Abschätzung der Lebensdauer unter variablen Belastungsamplituden anhand der durchgeführten Bauteilversuche verglichen und bewertet. Dabei erscheinen ausschließlich spannungsbasierte (elastische) Konzepte als geeignet. Das Örtliche Konzept führt aufgrund des spröden Verhaltens der untersuchten Werkstoffe zu einer starken Unterschätzung der abgeschätzten Lebensdauer. Von den verschiedenen Modifikationen der Schädigungsrechnung bei spannungsbasierten Konzepten führt ZENNER/LIU für Sinterstahl und Sinteraluminium zu den besten Ergebnissen. Die relativen Schädigungssummen, welche zur Mittelwertkorrektur der Abschätzung verwendet werden, sind für beide Werkstoffgruppen un-

terschiedlich und liegen für Sinteraluminium näher bei 1 als bei Sinterstahl. Weiterhin ist die Streuung in der Lebensdauervorhersage für Sinteraluminium größer.

Die Ergebnisse der Untersuchungen zeigen, wie ein rechnerischer Festigkeitsnachweis für Bauteile aus Sinterstahl erfolgen kann. Die statistischen Auswertungen geben Richtwerte für die Streuung der Ergebnisse und ermöglichen eine Berechnung für eine geforderte Eintrittswahrscheinlichkeit. Zur Berechnung der Bauteilwechselfestigkeit kann das $V_{90\%}$ -Konzept mit dem angegebenen Exponenten prinzipiell verwendet werden. Damit sind keine weiteren Versuche notwendig. Allerdings sind die Ergebnisse bei Anwendung auf andere Werkstoffe mit Vorsicht zu verwenden, da dies eine Extrapolation über den Ableitungsdatensatz hinaus bedeutet und der hier abgeleitete Exponent nicht zwangsläufig passen muss. Aufgrund der größeren Streuung des Konzepts ergeben sich größere Abschläge bei der Berechnung auf eine bestimmte Eintrittswahrscheinlichkeit. Zur Anwendung der TCD muss der Schwellwert des zyklischen Rissfortschrittes bekannt sein bzw. ermittelt werden. Damit werden mehr materialseitige Informationen als beim $V_{90\%}$ -Konzept benötigt. Allerdings stellt die TCD in der nicht optimierten Variante eine Vorhersage dar und sie kann damit prinzipiell auf beliebig neue Werkstoffe angewendet werden. Da die Optimierung der TCD anhand des Datensatzes des Berichts erfolgte, ist eine Anwendung auf neue Werkstoffe mit Unsicherheiten behaftet. Aufgrund der vorhandenen Materialdaten zum Rissfortschritt wurden die Untersuchungen zum Stützwirkungskonzept ausschließlich für schwellende Beanspruchung durchgeführt.

Nach dem hier vorgestellten Konzept kann die Bauteilwechselfestigkeit auch für nicht schwellende Beanspruchung abgeschätzt werden. Die Umrechnung erfolgt dann über die Mittelspannungsempfindlichkeit des Materials. Alternativ können auch die Materialparameter Werkstoffwechselfestigkeit und Schwellwert des zyklischen Rissfortschritts für das gewünschte Spannungsverhältnis bestimmt werden. Damit ist auch der Parameter L für dieses Spannungsverhältnis gültig und die Bauteilwechselfestigkeit kann analog der hier gezeigten Vorgehensweise mit der TCD berechnet werden. Weitergehende Untersuchungen zu diesem Themengebiet sollten deshalb auch die Bestimmung von $\Delta K_{I,th}$ bei wechselnder Beanspruchung beinhalten.

A Anhang

A.1 Versuchsergebnisse

A.1.1 Kraftgeregelte Einstufenversuche

A.1.1.1 Bauteile

Tab. A.1: Werkstoff: Alumix 231, Bauteil: Rotor, kraftgeregelt

R	F_a [N]	Lastwechsel [-]	Auswertung
-1	2500	44.000	B, WL
-1	2000	132.250	B, WL
-1	1800	278.600	B, WL
-1	1500	1.175.000	B, WL
-1	1600	411.000	B, WL
-1	3000	42.340	B, WL
-1	2300	175.060	B, WL
-1	2100	74.500	B, WL
-1	2250	246.570	B, WL
-1	1700	443.780	B, WL
-1	1400	896.400	B, WL
-1	1300	10.000.000	D, -
-1	2740	25.750	B, WL
-1	1250	2.000.000	D, -
0	2000	2.600	B, -
0	1800	11.400	B, WL
0	1600	39.650	B, WL
0	1450	106.000	B, WL
0	1300	250.150	B, WL
0	1150	322.500	B, WL
0	1700	29.750	B, WL
0	1525	78.200	B, WL
0	1225	278.500	B, WL
0	1050	455.530	B, WL
0	975	618.500	B, WL

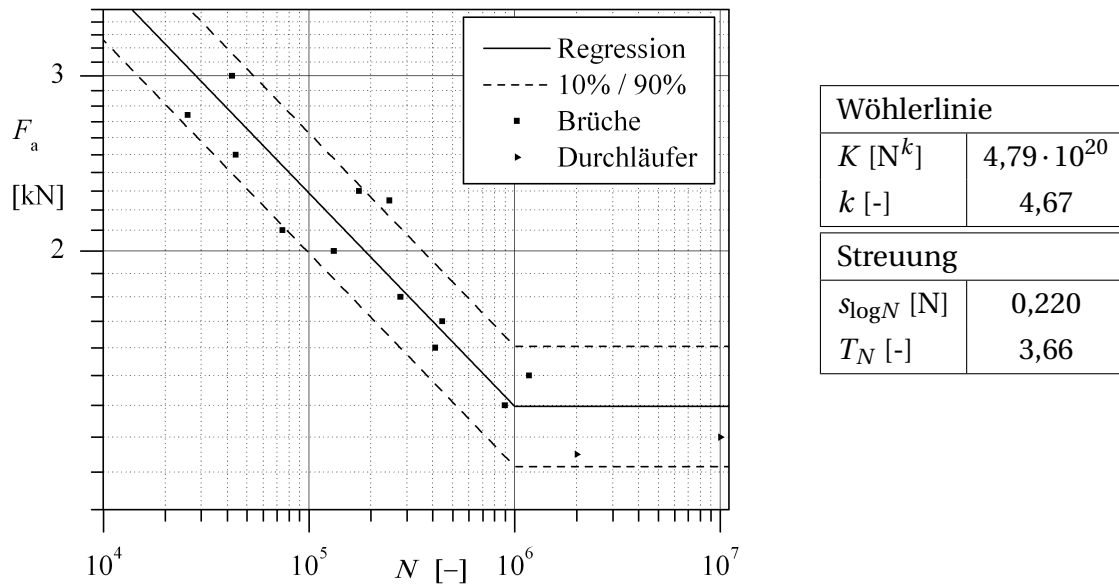


Abb. A.1: Wöhlerlinie Rotor, Alumix231, $R = -1$

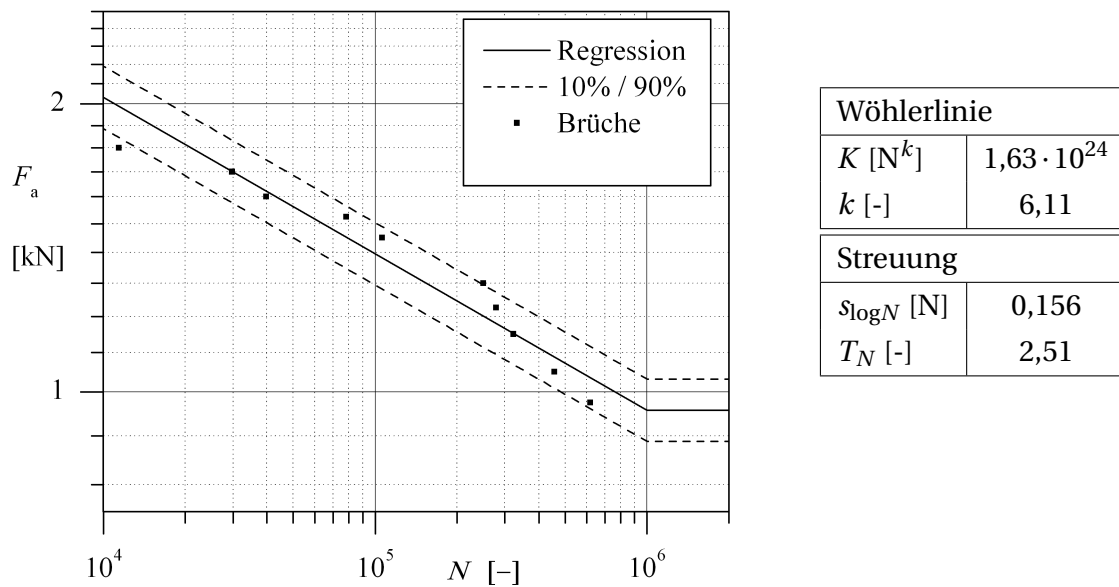
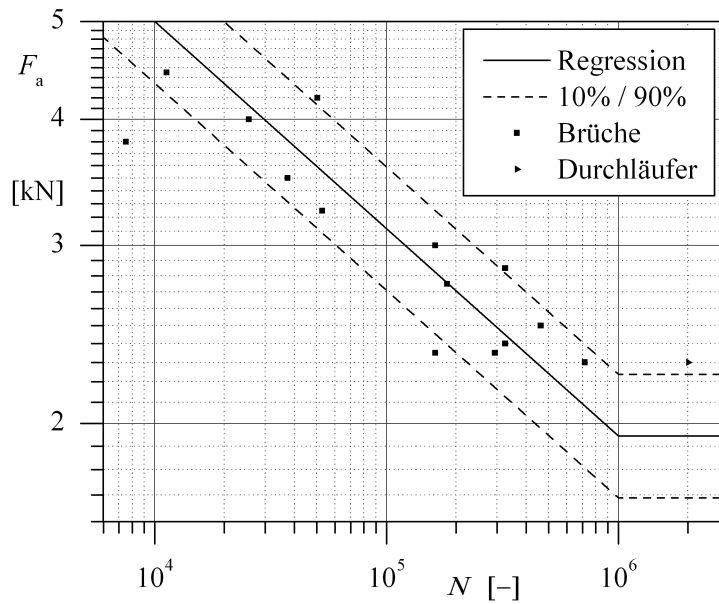


Abb. A.2: Wöhlerlinie Rotor, Alumix231, $R = 0$

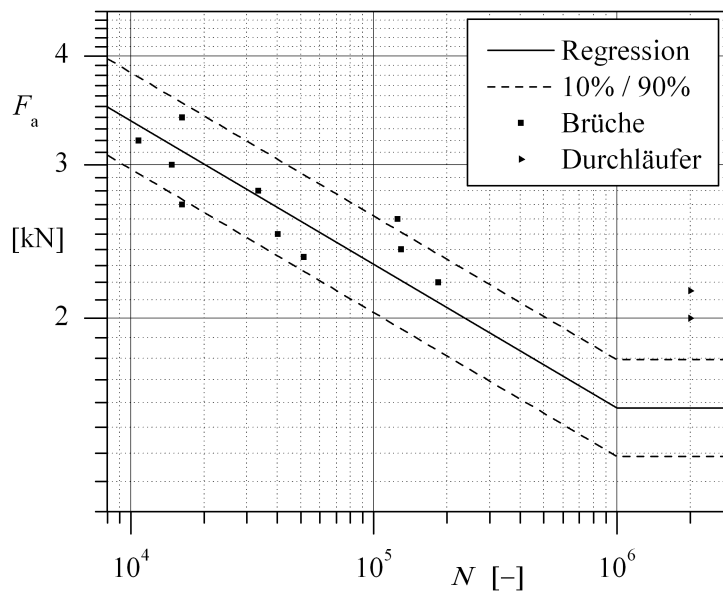
Tab. A.2: Werkstoff: Sint D-11, Bauteil: Kettenrad, kraftgeregelt

R	F_a [N]	Lastwechsel [-]	Auswertung
-1	3000	162.500	B, WL
-1	3500	37.500	B, WL
-1	2750	182.500	B, WL
-1	2500	462.500	B, WL
-1	2300	2.000.000	D, -
-1	3800	7.500	B, -
-1	3250	52.750	B, WL
-1	2400	325.000	B, WL
-1	2350	162.500	B, WL
-1	2350	293.750	B, WL
-1	2850	325.000	B, WL
-1	4000	25.500	B, WL
-1	4200	50.250	B, WL
-1	2300	716.250	B, WL
-1	4450	11.250	B, WL
0	3000	14.750	B, WL
0	2000	2.000.000	D, -
0	2200	183.750	B, WL
0	2400	2.000.000	D, -
0	2500	40.250	B, WL
0	2700	16.250	B, WL
0	2800	33.500	B, WL
0	2400	612.500	B, WL
0	2600	125.000	B, WL
0	3200	10.750	B, WL
0	2350	51.500	B, WL
0	3400	16.250	B, WL



Wöhlerlinie	
$K [N^k]$	$1,07 \cdot 10^{22}$
$k [-]$	4,87
Streuung	
$s_{\log N} [N]$	0,232
$T_N [-]$	3,94

Abb. A.3: Wöhlerlinie Kettenrad, Sint-D11, $R = -1$

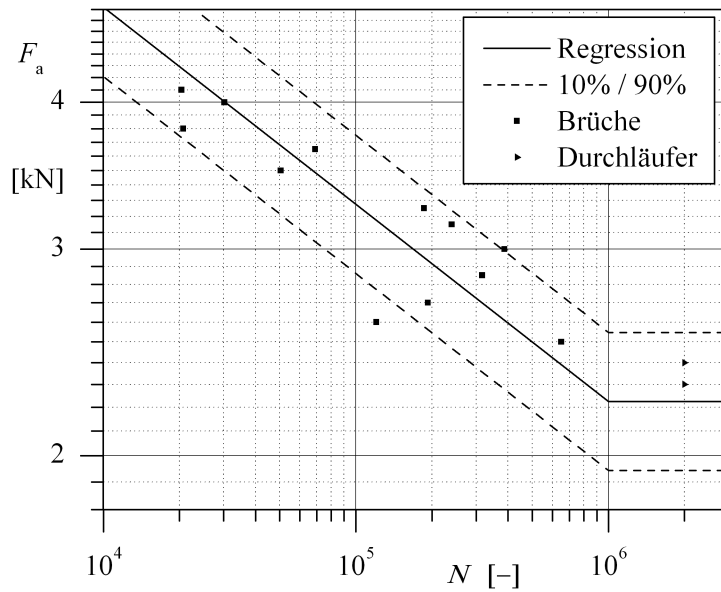


Wöhlerlinie	
$K [N^k]$	$2,52 \cdot 10^{25}$
$k [-]$	6,07
Streuung	
$s_{\log N} [N]$	0,263
$T_N [-]$	4,72

Abb. A.4: Wöhlerlinie Kettenrad, Sint-D11, $R = 0$

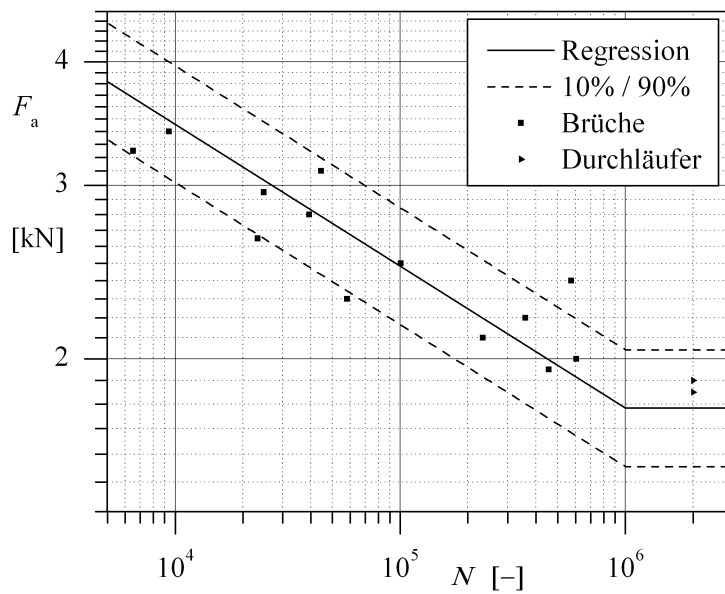
Tab. A.3: Werkstoff: Sint D-30, Bauteil: Kettenrad, kraftgeregelt

R	F_a [N]	Lastwechsel [-]	Auswertung
-1	3500	50.500	B, WL
-1	3000	387.500	B, WL
-1	2700	193.000	B, WL
-1	3250	186.000	B, WL
-1	2500	651.250	D, -
-1	3800	20.750	B, WL
-1	2300	2.000.000	D, -
-1	2850	317.000	B, WL
-1	4100	20.400	B, WL
-1	3150	240.000	B, WL
-1	2600	120.600	B, WL
-1	2400	2.000.000	D, -
-1	3650	69.000	B, WL
-1	4000	30.200	B, WL
0	2500	100.500	B, WL
0	2800	39.500	B, WL
0	3100	44.500	B, WL
0	3400	9.395	B, WL
0	2300	58.000	B, WL
0	2100	233.000	B, WL
0	2650	23.250	B, WL
0	2000	605.000	B, WL
0	1900	2.000.000	D, -
0	2200	359.000	B, WL
0	2400	574.000	B, WL
0	1950	456.250	B, WL
0	1850	2.000.000	D, -
0	2950	24.750	B, WL
0	3250	6.500	B, -



Wöhlerlinie	
$K [N^k]$	$8,53 \cdot 10^{25}$
$k [-]$	5,95
Streuung	
$s_{\log N} [N]$	0,273
$T_N [-]$	5,02

Abb. A.5: Wöhlerlinie Kettensrad, Sint-D30, $R = -1$

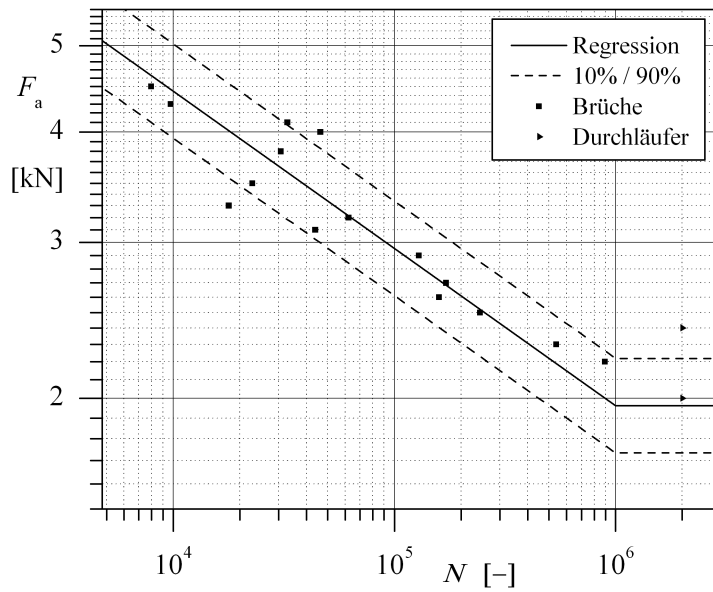


Wöhlerlinie	
$K [N^k]$	$3,79 \cdot 10^{28}$
$k [-]$	6,95
Streuung	
$s_{\log N} [N]$	0,322
$T_N [-]$	6,67

Abb. A.6: Wöhlerlinie Kettensrad, Sint-D30, $R = 0$

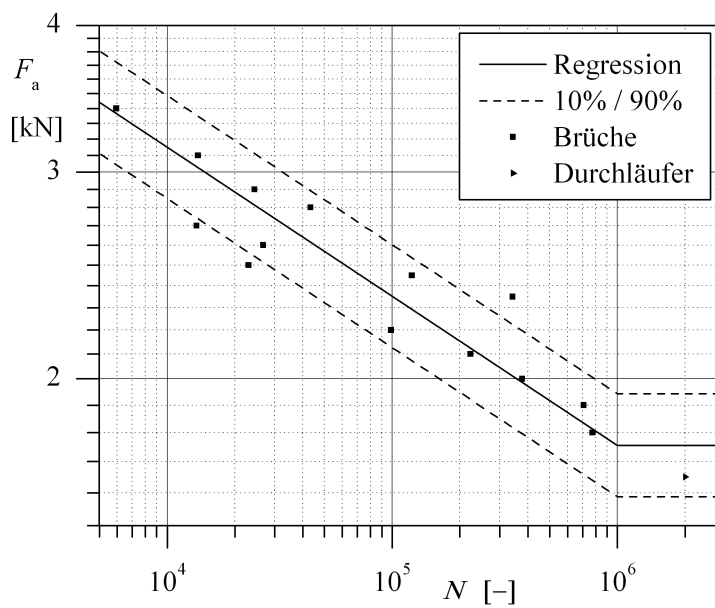
Tab. A.4: Werkstoff: Sint D-35, Bauteil: Kettenrad, kraftgeregelt

Versuch	R bzw. \bar{R}	F_a [N]	Lastwechsel [-]	Auswertung
ESV	-1	2700	171.081	B, WL
ESV	-1	2600	158.977	B, WL
ESV	-1	2500	243.734	B, WL
ESV	-1	2900	128.920	B, WL
ESV	-1	3500	22.812	B, WL
ESV	-1	2000	2.000.000	D, -
ESV	-1	2200	893.001	B, WL
ESV	-1	4000	46.297	B, WL
ESV	-1	4500	7.972	B, WL
ESV	-1	3100	43.860	B, WL
ESV	-1	4300	9.734	B, WL
ESV	-1	4100	32.833	B, WL
ESV	-1	2400	2.000.000	D, -
ESV	-1	3300	17.829	B, WL
ESV	-1	3200	61.983	B, WL
ESV	-1	3800	30.666	B, WL
ESV	-1	2300	539.501	B, WL
ESV	0	2000	377.504	B, WL
ESV	0	2200	98.835	B, WL
ESV	0	2450	122.289	B, WL
ESV	0	2800	43.322	B, WL
ESV	0	3100	13.727	B, WL
ESV	0	3400	5.958	B, WL
ESV	0	1800	773.764	B, WL
ESV	0	1650	2.000.000	D, -
ESV	0	2600	26.694	B, WL
ESV	0	2100	222.970	B, WL
ESV	0	2350	342.687	B, WL
ESV	0	1900	708.863	B, WL
ESV	0	2900	24.449	B, WL
ESV	0	2500	23.045	B, WL
ESV	0	2700	13.537	B, WL



Wöhlerlinie	
$K [N^k]$	$3,29 \cdot 10^{24}$
$k [-]$	5,62
Streuung	
$s_{\log N} [N]$	0,234
$T_N [-]$	3,98

Abb. A.7: Wöhlerlinie Kettensrad, Sint-D35, $R = -1$



Wöhlerlinie	
$K [N^k]$	$3,46 \cdot 10^{31}$
$k [-]$	7,87
Streuung	
$s_{\log N} [N]$	0,270
$T_N [-]$	4,92

Abb. A.8: Wöhlerlinie Kettensrad, Sint-D35, $R = 0$

A.1.1.2 ungekerbte Flachproben

Tab. A.5: Treppenstufenversuche, Werkstoff: Alumix231, Probe: ungekerbt

R	F_a [N]	σ_a [MPa]	Lastwechsel [-]	Auswertung
-1	2500	100,0	632468	B
-1	2425	97,0	2000000	D
-1	2500	100,0	1964797	B
-1	2425	97,0	477572	B
-1	2350	94,0	659207	B
-1	2275	91,0	267615	B
-1	2200	88,0	2000000	D
-1	2275	91,0	2000000	D
-1	2350	94,0	330787	B
-1	2275	91,0	2000000	D
-1	2350	94,0	2000000	D
-1	2425	97,0	2000000	D
-1	2500	100,0	2000000	D
-1	2575	103,0	580061	B
-1	2500	100,0	524185	B
-1	2425	97,0	176275	B
-1	2350	94,0	2000000	D
-1	2425	97,0	1500470	B
-1	2350	94,0	2000000	D
-1	2425	97,0	2000000	D
-1	2500	100,0	270827	B
-1	2425	97,0	2000000	D
-1	2500	100,0	666703	B
-1	2425	97,0	372413	B
0	1625	65,0	2000000	D
0	1675	67,0	233008	B
0	1625	65,0	216167	B
0	1575	63,0	325213	B
0	1525	61,0	2000000	D
0	1575	63,0	2000000	D
0	1625	65,0	418552	B

Tab. A.6: Treppenstufenversuche, Werkstoff: AMB2900, Probe: ungekerbt

R	F_a [N]	σ_a [MPa]	Lastwechsel [-]	Auswertung
-1	2300	92,0	758910	B
-1	2230	89,2	2000000	D
-1	2300	92,0	506020	B
-1	2230	89,2	1216545	B
-1	2160	86,4	813174	B
-1	2090	83,6	1145961	B
-1	2020	80,8	2000000	D
-1	2090	83,6	2000000	D
-1	2160	86,4	2000000	D
-1	2230	89,2	825345	B
-1	2160	86,4	1344548	B
-1	2090	83,6	925614	B
-1	2020	80,8	1611488	B
-1	1950	78,0	2000000	D
-1	2020	80,8	2000000	D
-1	2090	83,6	2000000	D
-1	2160	86,4	2000000	D
-1	2230	89,2	499190	B
-1	2160	86,4	2000000	D
-1	2230	89,2	917531	B
-1	2160	86,4	850416	B
0	1350	54,0	2000000	D
0	1400	56,0	1034006	B
0	1350	54,0	718801	B
0	1300	52,0	2000000	D
0	1350	54,0	1048519	B
0	1300	52,0	912845	B
0	1250	50,0	2000000	D
0	1300	52,0	2000000	D

Tab. A.7: Treppenstufenversuch, Werkstoff: Sint-D11, Probe: ungekerbt

R	F_a [N]	σ_a [MPa]	Lastwechsel [-]	Auswertung
-1	2725	109,0	486480	B
-1	2650	106,0	2000000	D
-1	2725	109,0	290615	B
-1	2650	106,0	221083	B
-1	2575	103,0	2000000	D
-1	2650	106,0	2000000	D
-1	2725	109,0	2000000	D
-1	2800	112,0	754308	B
-1	2725	109,0	2000000	D
-1	2800	112,0	2000000	D
-1	2875	115,0	2000000	D
-1	2950	118,0	429354	B
-1	2875	115,0	1007231	B
-1	2800	112,0	2000000	D
-1	2875	115,0	2000000	D
-1	2950	118,0	48766	B
-1	2875	115,0	2000000	D
-1	2950	118,0	457301	B
-1	2875	115,0	242804	B
-1	2800	112,0	881656	B
-1	2725	109,0	2000000	D
-1	2800	112,0	2000000	D
-1	2875	115,0	437051	B
-1	2800	112,0	272862	B
0	2163	86,5	651271	B
0	2088	83,5	2000000	D
0	2163	86,5	749535	B
0	2088	83,5	2000000	D
0	2163	86,5	1477408	B
0	2088	83,5	364217	B
0	2013	80,5	2000000	D
0	2088	83,5	2000000	D
0	2163	86,5	2000000	D
0	2238	89,5	145003	B
0	2163	86,5	2000000	D
0	2238	89,5	345715	B

Tab. A.8: Treppenstufenversuche, Werkstoff: Sint-D35, Probe: ungekerbt

R	F_a [N]	σ_a [MPa]	Lastwechsel [-]	Auswertung
-1	2725	109,0	1099293	B
-1	2650	106,0	2000000	D
-1	2725	109,0	2000000	D
-1	2800	112,0	2000000	D
-1	2875	115,0	134357	B
-1	2800	112,0	2000000	D
-1	2875	115,0	58043	B
-1	2800	112,0	243499	B
-1	2725	109,0	38958	B
-1	2650	106,0	1013926	B
-1	2575	103,0	2000000	D
-1	2650	106,0	2000000	D
-1	2725	109,0	1102778	B
-1	2650	106,0	278962	B
-1	2575	103,0	2000000	D
0	2300	92,0	413187	B
0	2240	89,6	2000000	D
0	2300	92,0	2000000	D
0	2360	94,4	446091	B
0	2300	92,0	436748	B
0	2240	89,6	2000000	D
0	2300	92,0	366791	B
0	2240	89,6	2000000	D
0	2300	92,0	2000000	D
0	2360	94,4	2000000	D
0	2420	96,8	673463	B
0	2360	94,4	1045828	B

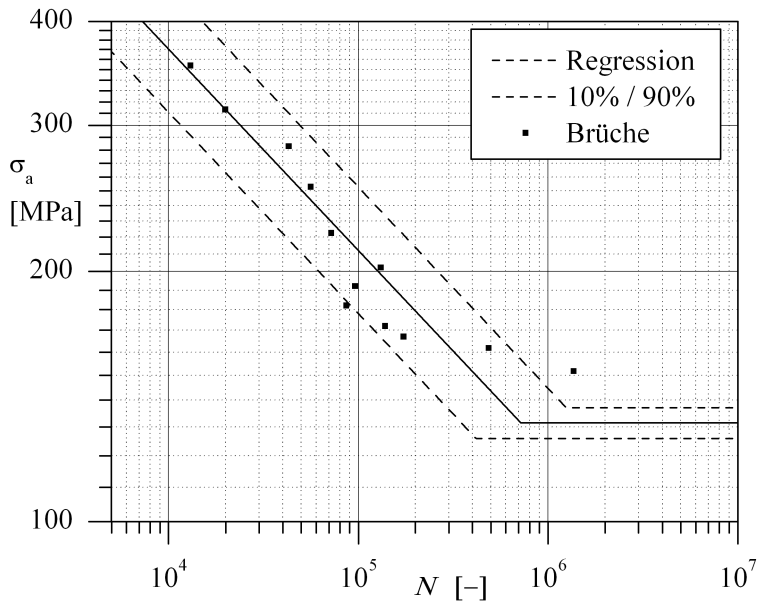
A.1.1.3 gekerbte Flachproben

Tab. A.9: Einstufenversuche (Zeitfestigkeit), Werkstoff: Alumix231, Probe: Kerbprobe

R	F_a [N]	σ_a [MPa]	Lastwechsel [-]	Auswertung
-1	2500	252,8	56.091	B
-1	2800	283,1	43.038	B
-1	3100	313,5	19.884	B
-1	2200	222,5	71.965	B
-1	2000	202,2	131.178	B
-1	1500	151,7	1.364.181	B
-1	1800	182,0	86.409	B
-1	1600	161,8	486.082	B
-1	1900	192,1	96.292	B
-1	1700	171,9	138.575	B
-1	3500	353,9	13.032	B
-1	1650	166,8	172.828	B
0	2200	222,5	4.231	B
0	1800	182,0	17.616	B
0	1600	161,8	16.414	B
0	1000	101,1	319.941	B
0	1400	141,6	68.802	B
0	1200	121,3	94.202	B
0	1100	111,2	191.457	B
0	1500	151,7	24.140	B
0	1900	192,1	16.050	B
0	1450	146,6	72.999	B
0	900	91,0	287.872	B
0	850	86,0	2.775.834	B,-

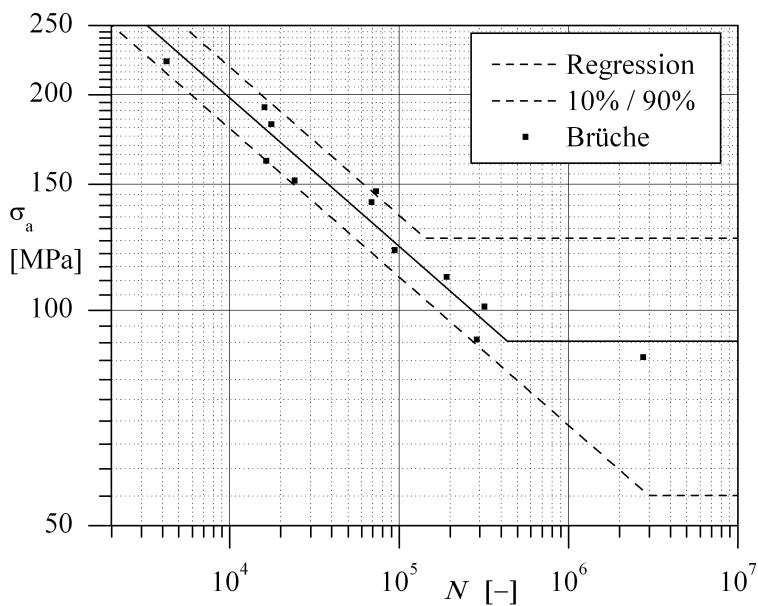
Tab. A.10: Treppenstufenversuche, Werkstoff: Alumix231, Probe: Kerbprobe

R	F_a [N]	σ_a [MPa]	Lastwechsel [-]	Auswertung
-1	1300	131,5	3.000.000	D
-1	1337	135,2	275.213	B
-1	1300	131,5	327.592	B
-1	1263	127,7	3.000.000	D
-1	1300	131,5	303.319	B
-1	1263	127,7	3.000.000	D
-1	1300	131,5	275.259	B
-1	1263	127,7	3.000.000	D
-1	1300	131,5	3.000.000	D
-1	1337	135,2	3.000.000	D
-1	1374	138,9	239.830	B
-1	1337	135,2	1.379.881	B
-1	1300	131,5	297.380	B
-1	1263	127,7	3.000.000	D
-1	1300	131,5	246.391	B
-1	1263	127,7	809.848	B
0	846	85,5	3000000	D
0	869	87,9	856787	B
0	846	85,5	3000000	D
0	869	87,9	3000000	D
0	892	90,2	3000000	D
0	915	92,5	3000000	D
0	938	94,9	832599	B
0	915	92,5	1104766	B
0	892	90,2	3000000	D
0	915	92,5	687821	B
0	892	90,2	3000000	D
0	915	92,5	3000000	D



Wöhlerlinie	
σ_W [MPa]	131,5
N_W [-]	719226
k [-]	4,13
Streuung	
$s_{\log N}$ [MPa]	0,245
T_N [-]	4,25

Abb. A.9: Wöhlerlinie Kerbprobe, Alumix231, $R = -1$



Wöhlerlinie	
σ_W [MPa]	90,6
N_W [-]	434387
k [-]	4,81
Streuung	
$s_{\log N}$ [MPa]	0,268
T_N [-]	4,87

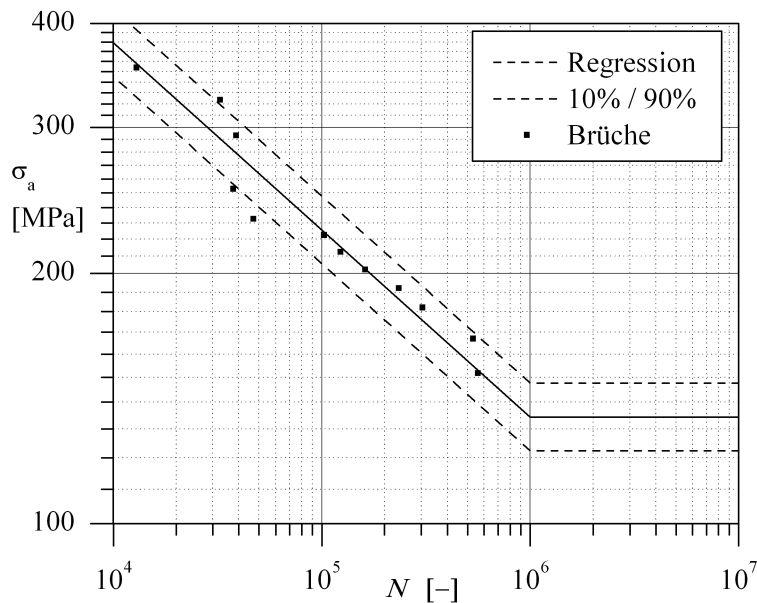
Abb. A.10: Wöhlerlinie Kerbprobe, Alumix231, $R = 0$

Tab. A.11: Einstufenversuche (Zeitfestigkeit), Werkstoff: AMB2900, Probe: Kerbprobe

R	F_a [N]	σ_a [MPa]	Lastwechsel [-]	Auswertung
-1	2500	252,8	37.573	B
-1	2300	232,6	46.899	B
-1	2100	212,4	123.206	B
-1	2000	202,2	161.155	B
-1	1800	182,0	303.761	B
-1	1500	151,7	559.408	B
-1	2900	293,2	38.836	B
-1	2200	222,5	102.465	B
-1	3200	323,6	32.526	B
-1	3500	353,9	12.909	B
-1	1650	166,8	531.905	B
-1	1900	192,1	234.135	B
0	2800	283,1	3.760	B
0	2500	252,8	10.417	B
0	2200	222,5	16.136	B
0	2000	202,2	25.808	B
0	1700	171,9	95.036	B
0	1500	151,7	85.416	B
0	1300	131,5	177.017	B
0	1100	111,2	453.103	B
0	1000	101,1	465.901	B
0	1900	192,1	22.345	B
0	900	91,0	1.384.556	B
0	800	80,9	3.000.000	D
0	1800	182,0	38.949	B

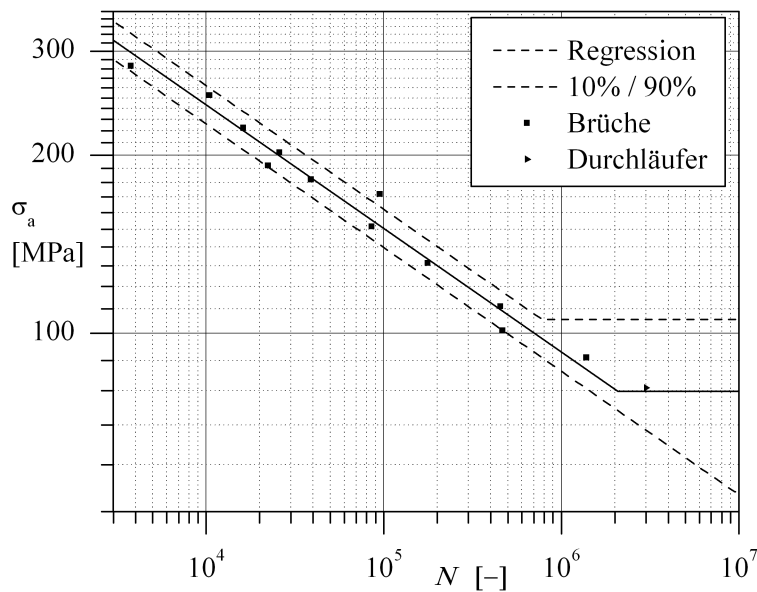
Tab. A.12: Treppenstufenversuche, Werkstoff: AMB2900, Probe: Kerbprobe

R	F_a [N]	σ_a [MPa]	Lastwechsel [-]	Auswertung
0	800	80,9	3.000.000	D
0	823	83,2	3.000.000	D
0	846	85,5	2.831.534	B
0	823	83,2	1.284.975	B
0	800	80,9	2.517.397	B
0	777	78,6	3.000.000	D
0	800	80,9	2.619.513	B
0	777	78,6	1.372.853	B
0	754	76,2	3.000.000	D
0	777	78,6	1.152.797	B
0	754	76,2	3.000.000	D
0	777	78,6	101.834	B
0	754	76,2	181.291	B



Wöhlerlinie	
$K [(\text{MPa})^k]$	$2,80 \cdot 10^{15}$
$k [-]$	4,44
Streuung	
$s_{\log N} [\text{MPa}]$	0,141
$T_N [-]$	2,30

Abb. A.11: Wöhlerlinie Kerbprobe, AMB2900, $R = -1$



Wöhlerlinie	
$\sigma_W [\text{MPa}]$	79,8
$N_W [-]$	2081453
$k [-]$	4,78
Streuung	
$s_{\log N} [\text{MPa}]$	0,121
$T_N [-]$	2,04

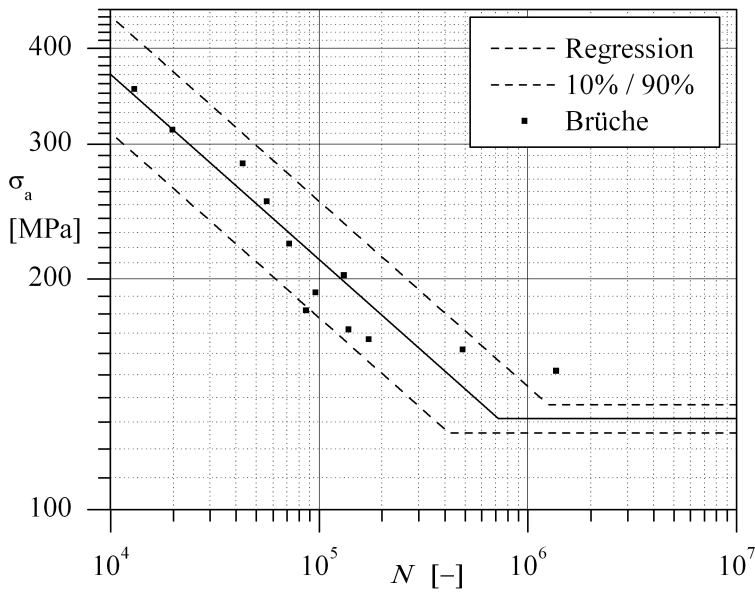
Abb. A.12: Wöhlerlinie Kerbprobe, AMB2900, $R = 0$

Tab. A.13: Einstufenversuche (Zeitfestigkeit), Werkstoff: Sint-D11, Probe: Kerbprobe

R	F_a [N]	σ_a [MPa]	Lastwechsel [-]	Auswertung
-1	3000	303,4	139.311	B
-1	3500	353,9	84.808	B
-1	4000	404,5	7.069	B
-1	3800	384,3	50.859	B
-1	2500	252,8	111.626	B
-1	2300	232,6	226.017	B
-1	3300	333,7	45.299	B
-1	2200	222,5	1.735.219	B
-1	2400	242,7	331.350	B
-1	2700	273,0	39.498	B
-1	2900	293,2	118.840	B
-1	3150	318,5	28.269	B
-1	2250	227,5	434.847	B
-1	2600	262,9	203.225	B
-1	3650	369,1	60.078	B
-1	2200	222,5	810.664	B
-1	3900	394,4	16.130	B
0	1900	192,1	393.462	B
0	2500	252,8	65.287	B
0	3000	303,4	12.475	B
0	3300	333,7	8.601	B
0	2700	273,0	11.166	B
0	1700	171,9	779.838	B
0	1500	151,7	694.759	B
0	2100	212,4	287.796	B
0	2300	232,6	60.293	B
0	1400	141,6	3.000.000	D
0	1600	161,8	3.000.000	D
0	1800	182,0	161.442	B
0	2000	202,2	248.193	B
0	2800	283,1	12.307	B
0	2600	262,9	32.961	B
0	2400	242,7	99.313	B
0	2200	222,5	87.891	B

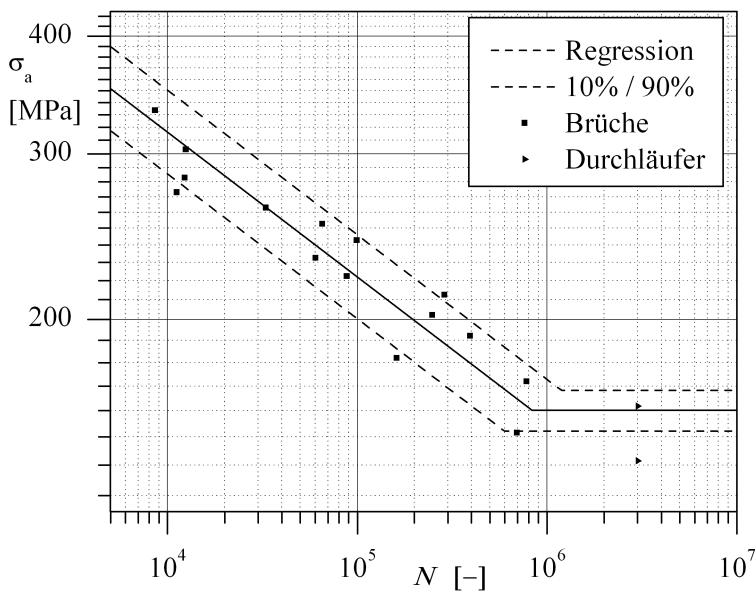
Tab. A.14: Treppenstufenversuche, Werkstoff: Sint-D11, Probe: Kerbprobe

R	F_a [N]	σ_a [MPa]	Lastwechsel [-]	Auswertung
0	1600	161,8	221.792	B
0	1555	157,2	1.871.423	B
0	1510	152,7	3.000.000	D
0	1555	157,2	3.000.000	D
0	1600	161,8	3.000.000	D
0	1645	166,3	1.119.396	B
0	1600	161,8	1.228.302	B
0	1555	157,2	3.000.000	D
0	1600	161,8	1.564.476	B
0	1555	157,2	3.000.000	D
0	1600	161,8	3.000.000	D
0	1645	166,3	848.716	B
0	1600	161,8	3.000.000	D
0	1645	166,3	418.865	B
0	1600	161,8	1.035.003	B
0	1555	157,2	504.061	B



Wöhlerlinie	
$K [(MPa)^k]$	$1,05 \cdot 10^{19}$
$k [-]$	5,67
Streuung	
$s_{\log N} [MPa]$	0,323
$T_N [-]$	6,73

Abb. A.13: Wöhlerlinie Kerbprobe, Sint-D11, $R = -1$



Wöhlerlinie	
$\sigma_W [MPa]$	160,2
$N_W [-]$	834555
$k [-]$	6,50
Streuung	
$s_{\log N} [MPa]$	0,227
$T_N [-]$	3,82

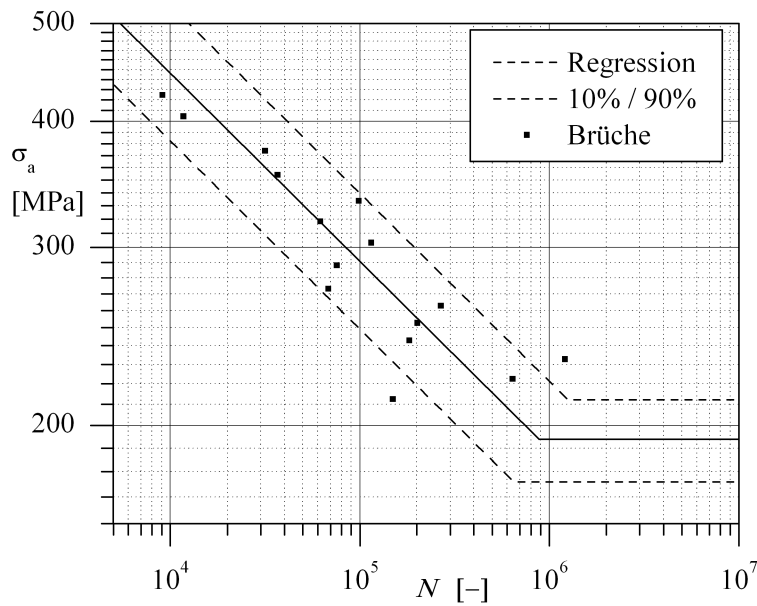
Abb. A.14: Wöhlerlinie Kerbprobe, Sint-D11, $R = 0$

Tab. A.15: Einstufenversuche (Zeitfestigkeit), Werkstoff: Sint-D35, Probe: Kerbprobe

R	F_a [N]	σ_a [MPa]	Lastwechsel [-]	Auswertung
-1	2500	252,8	201.322	B
-1	3000	303,4	114.890	B
-1	2300	232,6	1.213.093	B
-1	3500	353,9	36.746	B
-1	4000	404,5	11.702	B
-1	4200	424,7	9.110	B
-1	3300	333,7	98.761	B
-1	2400	242,7	182.831	B
-1	2200	222,5	641.297	B
-1	2700	273,0	68.159	B
-1	2850	288,2	75.511	B
-1	2100	212,4	149.767	B
-1	2600	262,9	268.015	B
-1	3150	318,5	61.929	B
-1	3700	374,1	31.610	B
0	1800	182,0	463.114	B
0	2500	252,8	28.688	B
0	1700	171,9	924.110	B
0	2800	283,1	14.468	B
0	3000	303,4	12.364	B
0	3400	343,8	6.384	B
0	2100	212,4	129.809	B
0	3200	323,6	9.334	B
0	2200	222,5	55.976	B
0	2400	242,7	75.558	B
0	1750	177,0	857.488	B
0	1900	192,1	218.903	B
0	2650	268,0	25.442	B
0	2000	202,2	204.117	B
0	2300	232,6	116.081	B

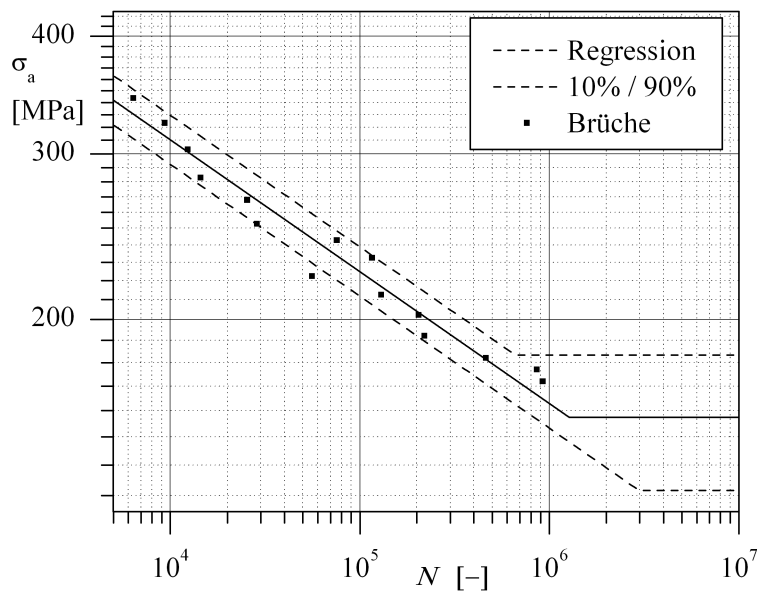
Tab. A.16: Treppenstufenversuche, Werkstoff: Sint-D35, Probe: Kerbprobe

R	F_a [N]	σ_a [MPa]	Lastwechsel [-]	Auswertung
-1	2000	202,2	356.288	B
-1	2000	196,2	983.071	B
-1	2000	190,1	3.000.000	D
-1	1940	196,2	1.683.382	B
-1	1880	190,1	3.000.000	D
-1	1940	196,2	645.207	B
-1	1880	190,1	1.091.632	B
-1	1880	184,0	3.000.000	D
-1	1880	190,1	3.000.000	D
-1	1940	196,2	388.330	B
-1	1880	190,1	855.199	B
-1	1880	184,0	583.756	B
-1	1880	178,0	3.000.000	D
-1	1820	184,0	3.000.000	D
-1	1880	190,1	3.000.000	D
-1	1880	196,2	373.319	B
-1	1880	190,1	3.000.000	D
-1	1940	196,2	971.018	B
-1	1880	190,1	3.000.000	D
-1	1940	196,2	3.000.000	D
-1	2000	202,2	3.000.000	D
-1	2060	208,3	2.278.766	B
-1	2000	202,2	1.240.400	B
-1	1940	196,2	3.000.000	D
-1	2000	202,2	926.976	B
-1	1940	196,2	3.000.000	D
-1	2000	202,2	957.653	B
0	1600	161,8	1.501.799	B
0	1555	157,2	1.975.556	B
0	1555	152,7	1.202.004	B
0	1555	148,1	3.000.000	D
0	1510	152,7	1.865.956	B
0	1465	148,1	3.000.000	D
0	1510	152,7	3.000.000	D
0	1510	157,2	1.257.662	B
0	1510	152,7	3.000.000	D
0	1555	157,2	3.000.000	D
0	1600	161,8	1.386.075	B
0	1555	157,2	3.000.000	D
0	1600	161,8	796.182	B
0	1555	157,2	3.000.000	D
0	1600	161,8	3.000.000	D
0	1645	166,3	1.257.204	B
0	1600	161,8	3.000.000	D



Wöhlerlinie	
σ_W [MPa]	194,0
N_W [-]	882363
k [-]	5,38
Streuung	
$s_{\log N}$ [MPa]	0,281
T_N [-]	5,25

Abb. A.15: Wöhlerlinie Kerbprobe, Sint-D35, $R = -1$



Wöhlerlinie	
σ_W [MPa]	157,5
N_W [-]	1271316
k [-]	7,14
Streuung	
$s_{\log N}$ [MPa]	0,146
T_N [-]	2,37

Abb. A.16: Wöhlerlinie Kerbprobe, Sint-D35, $R = 0$

A.1.2 Betriebslastenversuche

Tab. A.17: Bauteilversuche, $\bar{R} = -1$

Werkstoff	Bauteil	\hat{F}_a [N]	Lastwechsel [-]
Sint-D11	Kettenrad	4000	7.013.800
Sint-D11	Kettenrad	3800	9.075.700
Sint-D11	Kettenrad	4300	3.271.200
Sint-D11	Kettenrad	4500	2.648.000
Sint-D11	Kettenrad	3700	6.725.600
Sint-D30	Kettenrad	4300	12.229.300
Sint-D30	Kettenrad	4500	5.539.200
Sint-D30	Kettenrad	5300	1.776.100
Sint-D30	Kettenrad	5000	1.810.200
Sint-D30	Kettenrad	4850	5.532.500
Sint-D30	Kettenrad	4700	6.800.000
Sint-D35	Kettenrad	4500	1.884.200
Sint-D35	Kettenrad	4300	4.753.900
Sint-D35	Kettenrad	4800	2.367.700
Sint-D35	Kettenrad	4650	3.185.600
Sint-D35	Kettenrad	5000	2.366.600
Sint-D35	Kettenrad	5200	1.286.300
Alumix231	Rotor	3200	1.644.100
Alumix 231	Rotor	3000	4.000.200
Alumix 231	Rotor	2850	4.721.500
Alumix 231	Rotor	2700	6.557.500
Alumix 231	Rotor	2500	13.265.200
Alumix 231	Rotor	3100	1.433.200

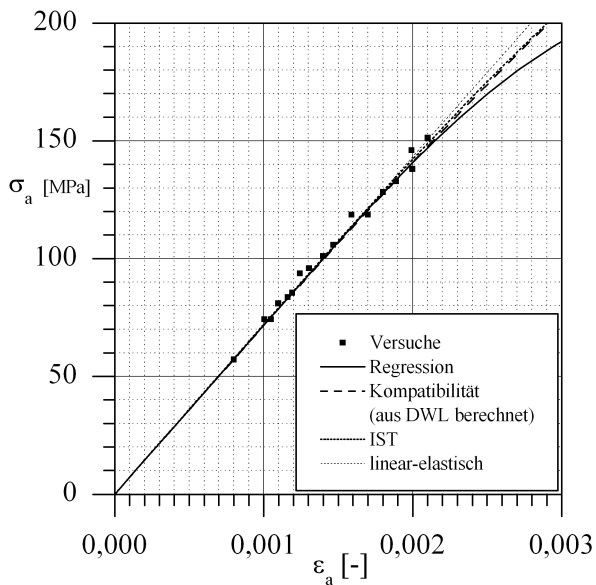
Tab. A.18: Versuche an Kerbstäben (R09), $\bar{R} = -1$

Werkstoff	\hat{F}_a [N]	σ_a [MPa]	Lastwechsel [-]
Alumix 231	3200	323,6	3.260.400
Alumix 231	3400	343,8	1.683.000
Alumix 231	3300	333,7	2.818.800
Alumix 231	3100	313,5	5.275.300
Alumix 231	3150	318,6	6.910.700
AMB 2900	3000	303,4	10.553.200
AMB 2900	3200	323,6	5.985.700
AMB 2900	3400	343,8	2.528.600
AMB 2900	3300	333,7	1.977.700
AMB 2900	3250	328,6	2.412.000
Sint-D11	4500	455,0	2.305.900
Sint-D11	4500	455,0	3.821.000
Sint-D11	4600	465,2	3.333.600
Sint-D11	4400	444,9	1.548.500
Sint-D11	4400	444,9	2.201.600
Sint-D11	4600	465,2	1.744.300
Sint-D35	4000	404,5	5.115.900
Sint-D35	4200	424,7	1.705.700
Sint-D35	4100	414,6	1.292.800
Sint-D35	4150	419,6	1.605.400
Sint-D35	4050	409,5	1.770.900
Sint-D35	3900	394,4	7.007.500

A.1.3 Dehnungsgeregelte Einstufenversuche

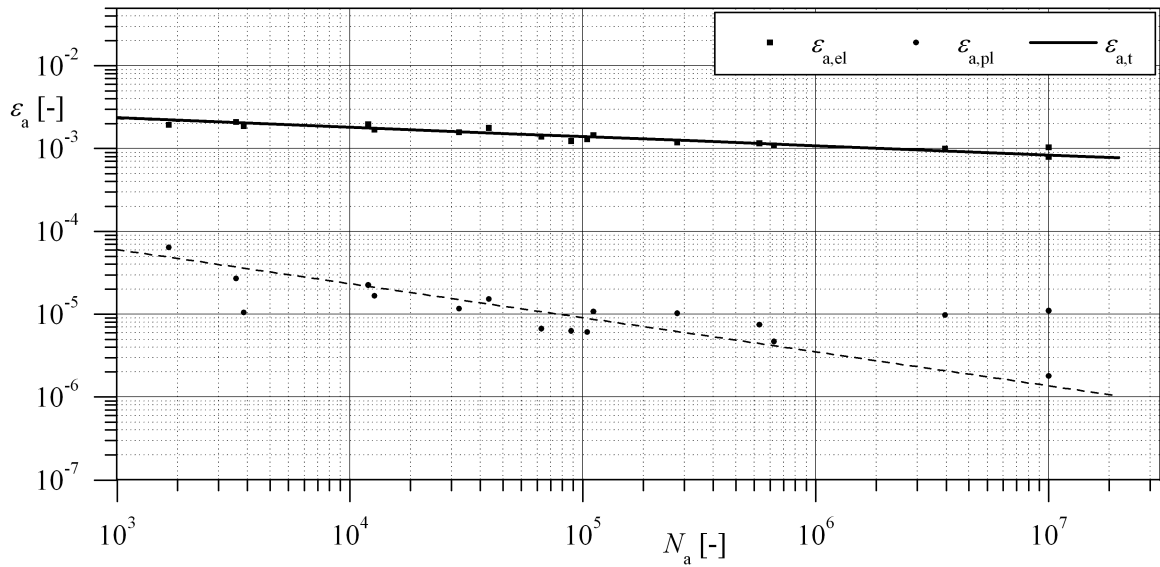
Tab. A.19: Alumix 231, Rundprobe

ϵ_a [-]	N_A [-]	σ_a [MPa]	E [MPa]	
0,001191	254250	85,40	71091	
0,001305	104500	95,86	72887	
0,001398	66500	101,00	71157	
0,001467	111000	105,84	69840	
0,001800	39500	128,18	70144	
0,001998	12000	137,95	67102	
0,000799	10000000	57,23	71247	DL
0,001004	3596500	74,27	74221	
0,001098	662250	80,89	73414	
0,001162	573000	83,62	72430	
0,001242	89250	93,70	74430	
0,001590	29500	118,58	73586	
0,001048	10000000	74,23	70804	DL
0,001700	12750	118,54	68615	
0,002100	3250	151,30	71105	
0,001993	1670	146,02	75716	
0,001889	3500	132,77	69518	



E [MPa]	71606
K' [MPa]	597,67
n' [-]	0,1406
K'_{Komp} [MPa]	2256,96
n'_{Komp} [-]	0,2688
E'_{IST} [MPa]	72103
K'_{IST} [MPa]	1598,14
n'_{IST} [-]	0,2320

Abb. A.17: ZSD-Kurven Alumix231

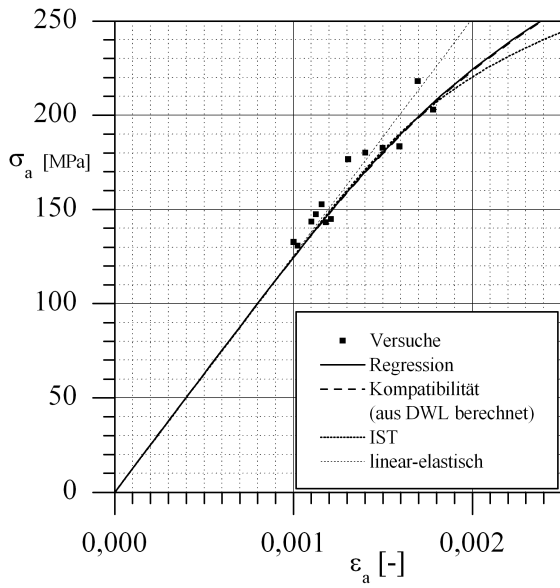


E [MPa]	σ'_f [MPa]	b [-]	ϵ'_f [-]	c [-]
71.606	384,36	-0,1106	0,0014	-0,4114

Abb. A.18: Dehnungswöhlerlinien Alumix231

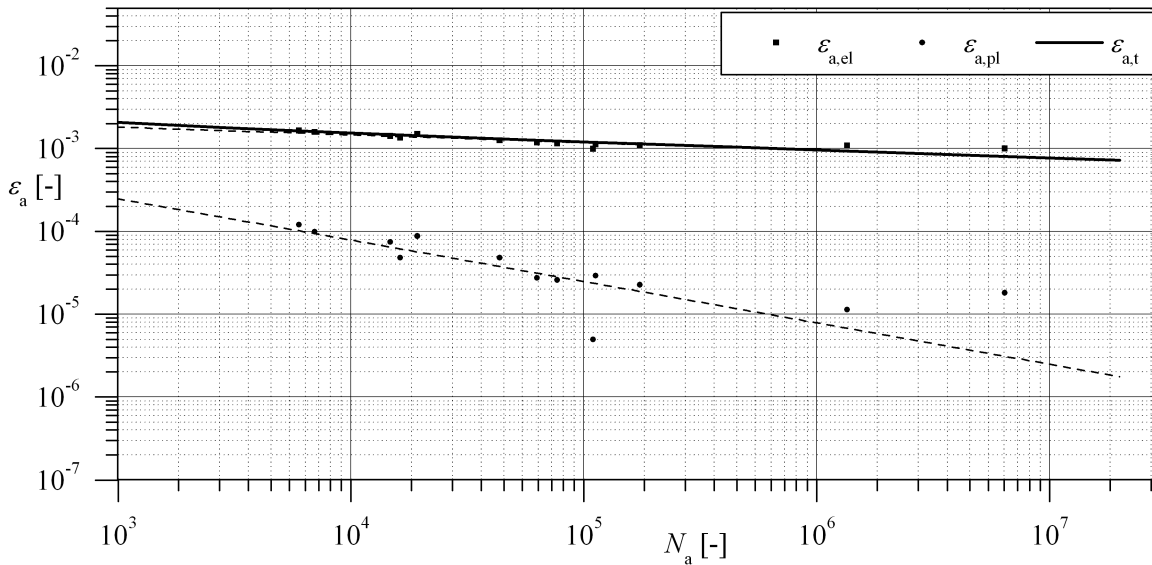
Tab. A.20: Sint D30, Rundprobe

ϵ_a [-]	N_A [-]	σ_a [MPa]	E [MPa]	
0,001001	109750	132,65	137866	DL
0,001101	1352750	143,62	129713	
0,001307	43500	176,64	134829	
0,001499	14750	182,58	119071	
0,001402	16250	180,06	126441	
0,001593	19250	183,48	111381	
0,001023	6400000	130,79	137204	
0,001782	6000	202,83	107923	
0,001209	63000	144,89	120214	
0,001696	7000	217,97	125045	
0,001181	76750	143,19	120929	
0,001159	112250	152,75	132056	
0,001126	174250	147,43	129803	



E [MPa]	125575
K' [MPa]	1027,14
n' [-]	0,1802
K'_{Komp} [MPa]	1074,67
n'_{Komp} [-]	0,1864
E'_{IST} [MPa]	125010
K'_{IST} [MPa]	620,28
n'_{IST} [-]	0,1240

Abb. A.19: ZSD-Kurven Sint-D30

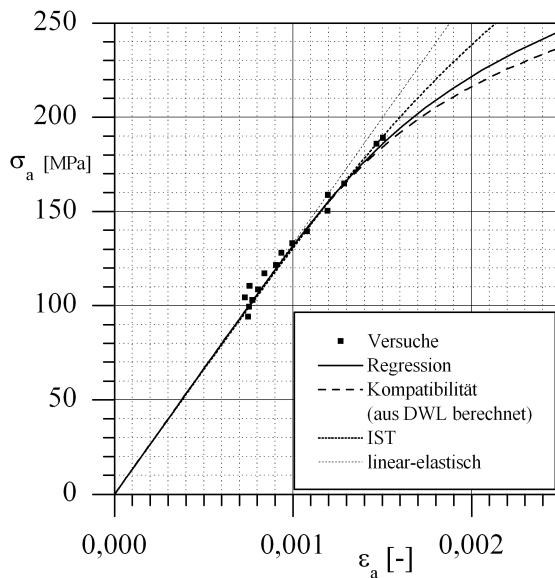


E [MPa]	σ'_f [MPa]	b [-]	ϵ'_f [-]	c [-]
125.575	368,5	-0,0722	0,0018	-0,3338

Abb. A.20: Dehnungswöhlerlinien Sint-D30

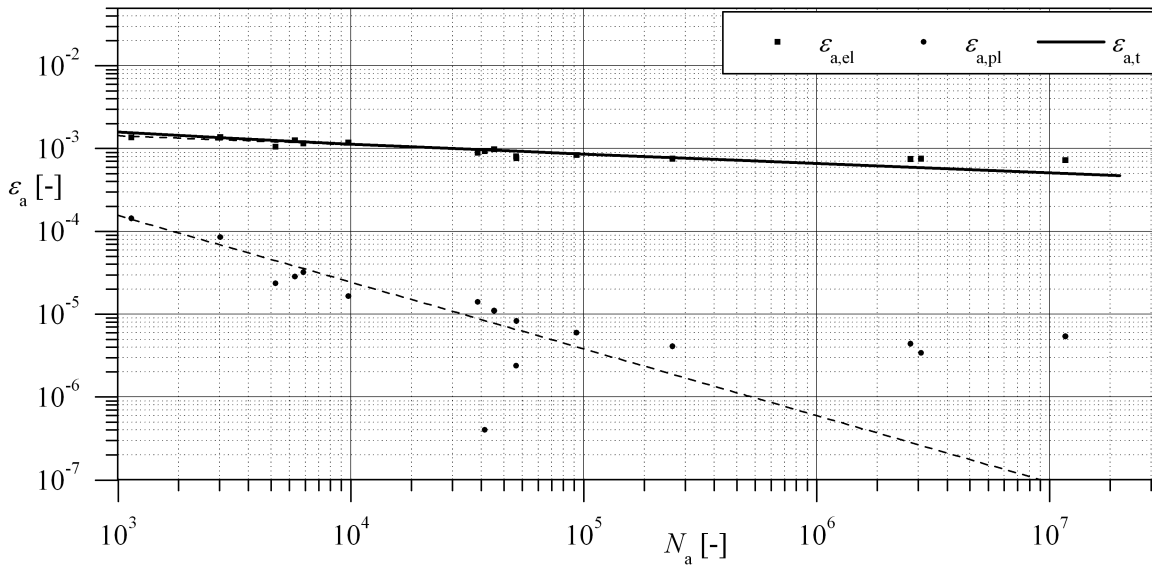
Tab. A.21: Sint D35, Rundprobe

ε_a [-]	N_A [-]	σ_a [MPa]	E [MPa]	
0,001196	9750	158,77	129954	
0,001194	6250	150,34	124479	
0,000998	41250	133,09	132596	
0,000841	93250	117,05	137126	
0,001287	5750	164,66	125268	
0,000904	35000	121,64	134131	
0,000936	37500	127,98	132337	
0,000805	51250	108,48	135369	
0,000755	2808250	99,45	131138	
0,000773	51500	102,93	134016	
0,000756	240750	110,44	144856	
0,000749	2526350	94,14	124964	
0,000731	11700000	104,29	140637	DL
0,001078	4750	139,45	128679	
0,001468	2750	185,97	134493	
0,001506	1140	189,00	138686	



E [MPa]	133046
K' [MPa]	751,68
n' [-]	0,1520
K'_{Komp} [MPa]	651,14
n'_{Komp} [-]	0,1395
E'_{IST} [MPa]	132000
K'_{IST} [MPa]	1418,70
n'_{IST} [-]	0,2087

Abb. A.21: ZSD-Kurven Sint-D35



E [MPa]	σ'_f [MPa]	b [-]	ϵ'_f [-]	c [-]
133046	450,58	-0,1124	0,0714	-0,0859

Abb. A.22: Dehnungswöhlerlinien Sint-D35

Tab. A.22: Sint D11, Rundprobe

ϵ_a [-]	N_A [-]	σ_a [MPa]	E [MPa]	
0,001056	1875	122,18	115666	DL
0,000839	61000	100,09	118248	
0,000726	75750	85,88	116982	
0,000696	30750	85,33	121262	
0,000810	89500	93,34	116034	
0,001004	19500	111,77	109122	
0,000947	16750	108,11	110517	
0,000605	92250	69,57	113188	
0,000515	117250	65,57	121248	
0,000586	700000	63,90	115131	
0,000657	379000	75,91	119194	
0,000616	268250	72,44	116321	
0,000770	93250	89,81	113745	
0,000889	19500	105,50	118211	
0,000944	93000	112,67	115684	

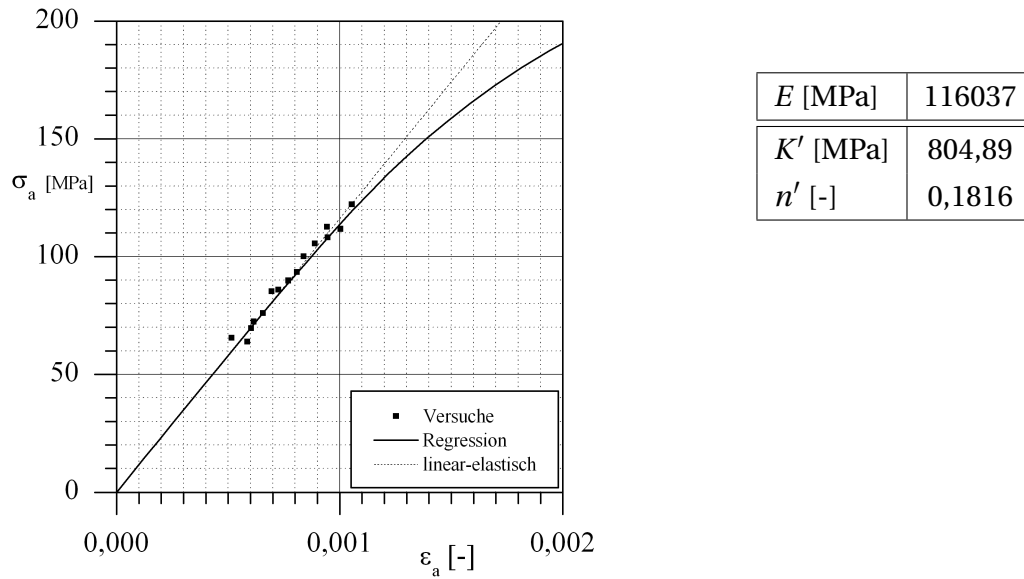
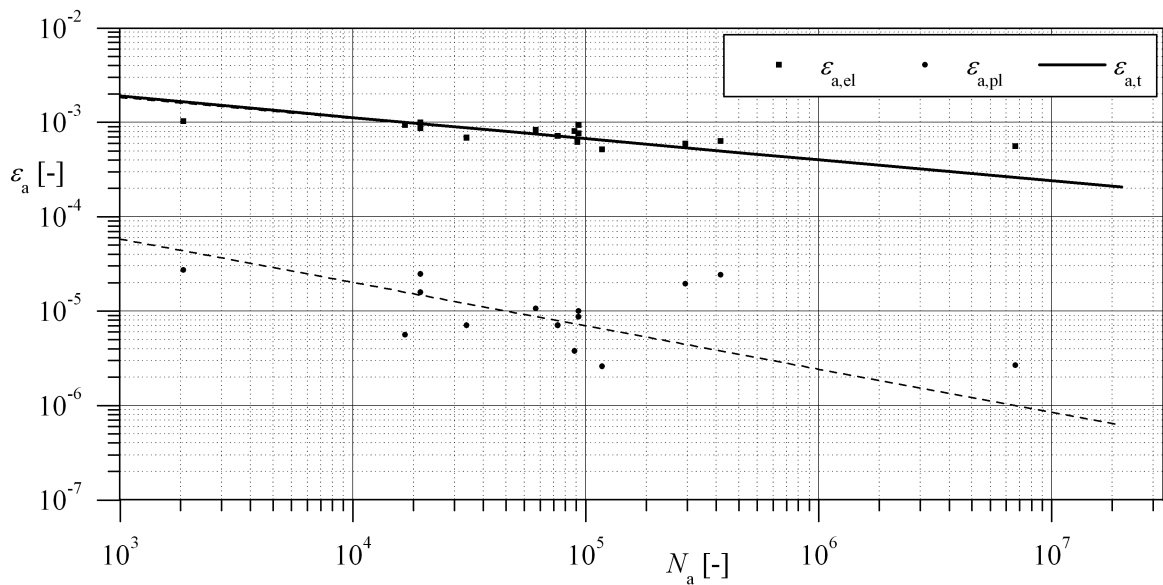


Abb. A.23: ZSD-Kurven Sint-D11



E [MPa]	σ'_f [MPa]	b [-]	ϵ'_f [-]	c [-]
116037	1143,55	-0,2208	0019	-0,4591

Abb. A.24: Dehnungswöhlerlinien Sint-D11

A.1.4 Bruchmechanische Untersuchungen

Tab. A.23: Schwellwerte für den Rissfortschritt bei R=0

Werkstoff	Schwellwert $\Delta K_{I,th}$ [$N \cdot mm^{-\frac{3}{2}}$]
Alumix231	90
AMB2900	105
Sint-D11	230
Sint-D30	200
Sint-D35	270

A.2 Ergebnisse der Lebensdauerabschätzung

Tab. A.24: Vergleich der Methoden zur Lebensdauerabschätzung, Kettenrad, Sint-D35

	Modifikation der MINER-Regel				
	Original	Elementar	Konsequent	Modifiziert	Zenner/Liu
F_a [kN]	D_{rel}	D_{rel}	D_{rel}	D_{rel}	D_{rel}
4500	0,194	0,277	0,236	0,239	0,562
4300	0,362	0,540	0,444	0,451	1,083
4800	0,370	0,500	0,447	0,449	1,022
4650	0,410	0,562	0,491	0,496	1,146
5000	0,516	0,629	0,573	0,575	1,289
5200	0,360	0,426	0,394	0,395	0,877
\bar{D}_{rel}	0,354	0,473	0,416	0,420	0,965
$s_{\log D_{rel}}$	0,175	0,153	0,161	0,160	0,154
$T_{D_{rel}}$	2,81	2,47	2,58	2,57	2,48

Tab. A.25: Vergleich der Methoden zur Lebensdauerabschätzung, Kettenrad, Sint-D30

	Modifikation der MINER-Regel				
	Original	Elementar	Konsequent	Modifiziert	Zenner/Liu
F_a [kN]	D_{rel}	D_{rel}	D_{rel}	D_{rel}	D_{rel}
4300	0,347	0,677	0,481	0,503	1,468
4500	0,222	0,402	0,306	0,315	0,883
5300	0,261	0,342	0,304	0,306	0,771
5000	0,180	0,246	0,210	0,212	0,549
4850	0,437	0,627	0,523	0,530	1,395
4700	0,377	0,639	0,516	0,526	1,415
\bar{D}_{rel}	0,290	0,457	0,369	0,377	1,013
$s_{\log D_{rel}}$	0,168	0,211	0,193	0,196	0,209
$T_{D_{rel}}$	2,69	3,47	3,12	3,19	3,42

Tab. A.26: Vergleich der Methoden zur Lebensdauerabschätzung, Kettenrad, Sint-D11

	Modifikation der MINER-Regel				
	Original	Elementar	Konsequent	Modifiziert	Zenner/Liu
F_a [kN]	D_{rel}	D_{rel}	D_{rel}	D_{rel}	D_{rel}
4000	0,261	0,566	0,405	0,427	0,870
3800	0,230	0,571	0,375	0,406	0,860
4300	0,221	0,376	0,295	0,304	0,583
4500	0,245	0,380	0,312	0,318	0,599
3700	0,150	0,371	0,233	0,256	0,556
\bar{D}_{rel}	0,217	0,443	0,318	0,336	0,680
$s_{\log D_{rel}}$	0,120	0,129	0,109	0,108	0,121
$T_{D_{rel}}$	2,03	2,14	1,90	1,89	2,04

Tab. A.27: Vergleich der Methoden zur Lebensdauerabschätzung, Rotor, Alumix231

	Modifikation der MINER-Regel				
	Original	Elementar	Konsequent	Modifiziert	Zenner/Liu
F_a [kN]	D_{rel}	D_{rel}	D_{rel}	D_{rel}	D_{rel}
3200	0,135	0,233	0,185	0,190	0,342
3000	0,226	0,418	0,312	0,325	0,603
2850	0,160	0,388	0,266	0,285	0,554
2700	0,153	0,419	0,261	0,288	0,589
2500	0,144	0,592	0,301	0,364	0,807
3100	0,100	0,175	0,135	0,139	0,254
\bar{D}_{rel}	0,149	0,343	0,234	0,2420	0,490
$s_{\log D_{rel}}$	0,133	0,226	0,170	0,186	0,216
$T_{D_{rel}}$	2,19	3,80	2,73	3,01	3,57

Tab. A.28: Vergleich der Methoden zur Lebensdauerabschätzung, Kerbstab, Alumix231

	Modifikation der MINER-Regel				
	Original	Elementar	Konsequent	Modifiziert	Zenner/Liu
σ_a [MPa]	D_{rel}	D_{rel}	D_{rel}	D_{rel}	D_{rel}
323,6	0,496	0,902	0,740	0,758	1,084
343,8	0,405	0,598	0,510	0,518	0,725
333,7	0,583	0,885	0,742	0,756	1,067
313,5	0,672	1,280	1,017	1,051	1,527
318,5	0,979	1,790	1,446	1,487	2,152
\bar{D}_{rel}	0,599	1,018	0,837	0,858	1,225
$s_{\log N}$	0,166	0,207	0,196	0,199	0,206
$T_{D_{rel}}$	2,66	3,40	3,19	3,23	3,36

Tab. A.29: Vergleich der Methoden zur Lebensdauerabschätzung, Kerbstab, AMB2900

	Modifikation der MINER-Regel				
	Original	Elementar	Konsequent	Modifiziert	Zenner/Liu
F_a [kN]	D_{rel}	D_{rel}	D_{rel}	D_{rel}	D_{rel}
303,4	0,760	1,394	1,073	1,114	1,853
323,6	0,627	1,053	0,863	0,883	1,424
343,8	0,398	0,582	0,499	0,506	0,795
333,7	0,270	0,399	0,336	0,341	0,544
328,6	0,271	0,454	0,378	0,385	0,616
\bar{D}_{rel}	0,425	0,688	0,567	0,579	0,932
$s_{\log N}$	0,244	0,276	0,259	0,263	0,272
$T_{D_{rel}}$	4,23	5,10	4,62	4,72	4,97

Tab. A.30: Vergleich der Methoden zur Lebensdauerabschätzung, Kerbstab, Sint-D11

	Modifikation der MINER-Regel				
	Original	Elementar	Konsequent	Modifiziert	Zenner/Liu
F_a [kN]	D_{rel}	D_{rel}	D_{rel}	D_{rel}	D_{rel}
455,0	0,249	0,353	0,303	0,306	0,731
455,0	0,412	0,586	0,501	0,507	1,211
465,2	0,420	0,579	0,504	0,508	1,201
444,9	0,147	0,209	0,176	0,178	0,429
444,9	0,208	0,297	0,250	0,253	0,610
465,2	0,220	0,303	0,264	0,266	0,629
\bar{D}_{rel}	0,257	0,362	0,310	0,313	0,748
$s_{\log N}$	0,208	0,206	0,209	0,209	0,207
$T_{D_{rel}}$	3,408	3,363	3,443	3,435	3,394

Tab. A.31: Vergleich der Methoden zur Lebensdauerabschätzung, Kerbstab, Sint-D35

	Modifikation der MINER-Regel				
	Original	Elementar	Konsequent	Modifiziert	Zenner/Liu
F_a [kN]	D_{rel}	D_{rel}	D_{rel}	D_{rel}	D_{rel}
404,5	0,262	0,496	0,377	0,390	0,915
424,7	0,136	0,215	0,173	0,177	0,400
414,6	0,091	0,143	0,113	0,116	0,264
419,6	0,120	0,190	0,151	0,155	0,352
409,5	0,097	0,184	0,142	0,146	0,338
394,4	0,306	0,594	0,435	0,454	1,081
\bar{D}_{rel}	0,150	0,261	0,203	0,209	0,481
$s_{\log N}$	0,263	0,305	0,288	0,292	0,302
$T_{D_{rel}}$	4,728	6,057	5,461	5,598	5,957

A.3 Datensatz aus den LBF Berichten 158 und 170

Tab. A.32: Werkstoffkennwerte aus LBF-Berichten

Bericht	Werkstoff	Dichte	σ_W [MPa]	$\Delta K_{I,th}$ [$N \cdot mm^{-\frac{3}{2}}$]	Weibull-Exp.
		ρ [$\frac{g}{cm^3}$]	R=0, $N_W = 10^6$	R=0	κ
158	Fe-Cu-C	6,60	85,4	320	25,9
		6,92	112,7	360	24,9
		7,19	139,7	420	62,3
	Fe-Cu-Ni	6,57	83,3	310	32,7
		6,85	105,4	390	25,6
		7,13	131,3	410	54,1
		7,28	144,8	450	65,6
170	Fe-Cu	6,8	82,1	230	31,2
		7,1	90,1	280	52,5
		7,4	137,2	380	33,3
	Fe-P	6,8	84,4	240	57,9
		7,1	116,4	350	49,3
		7,4	139,3	400	40,4
	Fe-Cu-C (vergütet)	6,8	156,9	290	50,1
		7,1	170,6	390	25,4

Tab. A.33: Wechselfestigkeiten der Probestäbe aus LBF-Bericht 158

Werkstoff	Belastung	Dichte ρ [$\frac{g}{cm^3}$]	Formzahl K_t	σ_W [MPa] (R=0)	$n_{exp.}$
Fe-Cu-C	axial	6,60	2,6	113,8	1,33
			3,3	217,7	2,55
		6,92	2,6	144,7	1,28
			3,3	275,9	2,45
		7,19	2,6	181,6	1,30
			3,3	331,9	2,38
	Biegung	6,60	1,0	92,2	1,08
			2,0	149,6	1,75
		6,92	3,3	267,2	3,13
			1,0	115,1	1,02
		7,19	2,0	193,5	1,72
			3,3	338,5	3,00
		7,19	1,0	139,1	1,00
			2,0	219,9	1,57
		7,19	3,3	392,7	2,81
			Fe-Cu-Ni	axial	6,57
3,3	224,0	2,69			
6,85	2,6	150,3			1,43
	3,3	274,0			2,60
7,13	2,6	179,1			1,36
	3,3	289,5			2,21
7,28	2,6	207,2		1,43	
	3,3	317,9		2,19	
Biegung	6,57	1,0		81,9	0,98
		2,0		142,1	1,71
	6,85	3,3		240,4	2,89
		1,0		105,8	1,00
	7,13	2,0		165,7	1,57
		3,3		277,4	2,63
	7,13	1,0		128,1	0,98
		2,0		226,6	1,73
	7,28	3,3	342,1	2,61	
		1,0	174,9	1,21	
7,28	2,0	275,6	1,90		
	3,3	385,5	2,66		

Tab. A.34: Wechselfestigkeiten der Probestäbe aus LBF-Bericht 170

Werkstoff	Belastung	Dichte $\rho \left[\frac{\text{g}}{\text{cm}^3} \right]$	Formzahl K_t	σ_w [MPa] (R=0)	$n_{\text{exp.}}$			
Fe-Cu	axial	6,8	2,6	120,0	1,46			
			3,3	132,6	1,62			
		7,1	2,6	136,7	1,52			
			3,3	167,9	1,86			
		7,4	2,6	210,1	1,53			
			3,3	235,9	1,72			
	Biegung	6,8	1,0	105,0	1,28			
			2,0	187,7	2,29			
		7,1	3,3	272,7	3,32			
			1,0	133,8	1,48			
		7,4	2,0	199,1	2,21			
			3,3	350,3	3,89			
			7,4	1,0	182,3	1,33		
				2,0	274,3	2,00		
				3,3	412,8	3,01		
			Fe-P	axial	6,8	2,6	128,2	1,52
						3,3	149,5	1,77
7,1	2,6	156,8			1,35			
	3,3	182,0			1,56			
7,4	2,6	239,1			1,72			
	3,3	214,1			1,54			
Biegung	6,8	1,0		95,1	1,13			
		2,0		154,1	1,83			
	7,1	3,3		295,2	3,50			
		1,0		143,6	1,23			
	7,4	2,0		183,6	1,58			
		3,3		408,4	3,51			
		7,4		1,0	203,0	1,46		
				2,0	282,7	2,03		
				3,3	460,8	3,31		
		Fe-Cu-C (vergütet)		axial	6,8	2,6	191,0	1,22
						3,3	211,8	1,35
7,1	2,6		199,8		1,17			
	3,3		216,4		1,27			
Biegung	6,8		1,0		196,5	1,25		
			2,0		254,7	1,62		
	7,1		3,3	324,5	2,07			
			1,0	234,8	1,38			
			2,0	271,5	1,59			
			3,3	361,8	2,12			

Tab. A.35: Berechnete Werkstoffkennwerte aus LBF-Berichten

Bericht	Werkstoff	Dichte ρ [$\frac{g}{cm^3}$]	Weibull-Exp. κ	L [mm] (R=0)
158	Fe-Cu-C	6,60	25,9	1,12
		6,92	24,9	0,81
		7,19	62,3	0,72
	Fe-Cu-Ni	6,57	32,7	1,10
		6,85	25,6	1,09
		7,13	54,1	0,78
		7,28	65,6	0,77
170	Fe-Cu	6,8	31,2	0,63
		7,1	52,5	0,77
		7,4	33,3	0,61
	Fe-P	6,8	57,9	0,64
		7,1	49,3	0,72
		7,4	40,4	0,66
	Fe-Cu-C (vergütet)	6,8	50,1	0,27
		7,1	25,4	0,42

Abbildungsverzeichnis

2.1	Gefügeschliffe der Sinteraluminiumlegierungen aus [22], A: Alumix231, C: AMB2900	5
2.2	Flachproben (a) ungekerbt und (b) gekerbt nach DIN EN ISO 3928	6
2.3	Aus Ronden hergestellte Rundproben	7
2.4	Bauteile (a) Kettenrad und (b) Rotor	7
2.5	Funktionsweise Prüfstand für Bauteil Kettenrad	9
2.6	Funktionsweise Prüfstand für Bauteil Rotor	9
2.7	Rainflowmatrix der verwendeten Lastfolge CC7	10
2.8	Steifigkeitsverlauf eines dehnungsgeregelten Einstufenversuchs, Sint-D35	13
2.9	Probengeometrien der LBF Berichte mit verwendeter Referenzbezeichnung	15
3.1	Prinzipieller Vergleich der Wöhlerlinien gekerbter und ungekerbter Proben	18
3.2	Definition des bezogenen Spannungsgradienten χ'	21
3.3	PM, LM und AM als Varianten der TCD	24
3.4	Stützzifferdiagramm FKM-Richtlinie mit Ergebnissen aus [9] und [10]	26
3.5	Einfluss des inhomogenen Spannungszustandes in Werkstoffprobe: (a) Spannungsverlauf ungekerbte Probe, (b) Stützziffern nach der LM	29
3.6	Statistische Auswertung der Vorhersage mittels TCD	30
3.7	Treffsicherheit der TCD (PM)	30
3.8	Treffsicherheit der TCD (LM)	31
3.9	Treffsicherheit der TCD (VM)	31
3.10	Abhängigkeit von Streuung und Mittelwert der TCD (PM) vom kritischen Abstand	33
3.11	Abhängigkeit von Streuung und Mittelwert der TCD (LM) vom kritischen Abstand	33
3.12	Abhängigkeit von Streuung und Mittelwert der TCD (VM) vom kritischen Abstand	34
3.13	Abhängigkeit der Wechselfestigkeit vom höchstbeanspruchten Volumen	35
3.14	Abhängigkeit von Streuung und Mittelwert des $V_{90\%}$ -Konzepts vom Exponenten w	35
3.15	Treffsicherheit des $V_{90\%}$ -Konzepts (optimiert)	36
3.16	Einfluss der Dichte auf Wechselfestigkeit, Schwellwert und L , (LBF-Bericht 158)	37
3.17	Abhängigkeit Stützziffer (PM) vom Parameter L	38
4.1	Bemessungs-Wöhlerlinien verschiedener Modifikationen der Miner-Regel	45
4.2	Rechnerische Lebensdauerlinien verschiedener Modifikationen der Miner-Regel	45
4.3	Mittlere Schädigungssummen und Streuspannen der verschiedenen Verfahren zur Lebensdauerabschätzungen im Vergleich (Sint-D11, Sint-D30, Sint-D35)	49
4.4	Mittlere Schädigungssummen und Streuspannen der verschiedenen Verfahren zur Lebensdauerabschätzungen im Vergleich (Alumix 231 und ABM 2900)	49

4.5	Mittlere Schädigungssummen und Streuspannen der verschiedenen Verfahren zur Lebensdauerabschätzungen im Vergleich	49
4.6	Statistische Auswertung der Lebensdauerrechnungen (Stahl & Aluminium)	50
A.1	Wöhlerlinie Rotor, Alumix231, $R = -1$	57
A.2	Wöhlerlinie Rotor, Alumix231, $R = 0$	57
A.3	Wöhlerlinie Kettenrad, Sint-D11, $R = -1$	59
A.4	Wöhlerlinie Kettenrad, Sint-D11, $R = 0$	59
A.5	Wöhlerlinie Kettenrad, Sint-D30, $R = -1$	61
A.6	Wöhlerlinie Kettenrad, Sint-D30, $R = 0$	61
A.7	Wöhlerlinie Kettenrad, Sint-D35, $R = -1$	63
A.8	Wöhlerlinie Kettenrad, Sint-D35, $R = 0$	63
A.9	Wöhlerlinie Kerbprobe, Alumix231, $R = -1$	70
A.10	Wöhlerlinie Kerbprobe, Alumix231, $R = 0$	70
A.11	Wöhlerlinie Kerbprobe, AMB2900, $R = -1$	73
A.12	Wöhlerlinie Kerbprobe, AMB2900, $R = 0$	73
A.13	Wöhlerlinie Kerbprobe, Sint-D11, $R = -1$	76
A.14	Wöhlerlinie Kerbprobe, Sint-D11, $R = 0$	76
A.15	Wöhlerlinie Kerbprobe, Sint-D35, $R = -1$	79
A.16	Wöhlerlinie Kerbprobe, Sint-D35, $R = 0$	79
A.17	ZSD-Kurven Alumix231	82
A.18	Dehnungswöhlerlinien Alumix231	83
A.19	ZSD-Kurven Sint-D30	84
A.20	Dehnungswöhlerlinien Sint-D30	84
A.21	ZSD-Kurven Sint-D35	85
A.22	Dehnungswöhlerlinien Sint-D35	86
A.23	ZSD-Kurven Sint-D11	87
A.24	Dehnungswöhlerlinien Sint-D11	87

Tabellenverzeichnis

2.1	Charakterisierung der untersuchten Werkstoffe	5
2.2	Elastische Materialkonstanten	6
2.3	Ergebnisse der Beanspruchungsanalyse	8
2.4	Versuchsplan des Vorhabens	10
2.5	Werkstoffwechselfestigkeiten, Auswertung nach IABG-Methode	11
2.6	Exponenten der Wöhlerlinien	12
2.7	Wechselfestigkeiten Kerbstäbe, Auswertung Treppenstufenversuche nach IABG-Methode	12
2.8	Mittelspannungsempfindlichkeiten (Flachproben)	13
2.9	Ergebnisse der Beanspruchungsanalyse der Proben aus [9] und [10]	14
3.1	Kritischer Abstand der verschiedenen Methode der TCD [58]	24
3.2	Exponenten w für den Zusammenhang zwischen höchstbeanspruchten Werkstoffvolumen und Wechselfestigkeit	26
3.3	Quantilwerte der standardisierten Gaußschen Normalverteilung	29
3.4	Treffsicherheit der TCD	32
3.5	Treffsicherheit der Stützziffernkonzepte im Überblick	37
4.1	Durchgeführte Betriebslastenversuche und Lebensdauerabschätzungen	48
A.1	Werkstoff: Alumix 231, Bauteil: Rotor, kraftgeregelt	56
A.2	Werkstoff: Sint D-11, Bauteil: Kettenrad, kraftgeregelt	58
A.3	Werkstoff: Sint D-30, Bauteil: Kettenrad, kraftgeregelt	60
A.4	Werkstoff: Sint D-35, Bauteil: Kettenrad, kraftgeregelt	62
A.5	Treppenstufenversuche, Werkstoff: Alumix231, Probe: ungekerbt	64
A.6	Treppenstufenversuche, Werkstoff: AMB2900, Probe: ungekerbt	65
A.7	Treppenstufenversuch, Werkstoff: Sint-D11, Probe: ungekerbt	66
A.8	Treppenstufenversuche, Werkstoff: Sint-D35, Probe: ungekerbt	67
A.9	Einstufenversuche (Zeitfestigkeit), Werkstoff: Alumix231, Probe: Kerbprobe	68
A.10	Treppenstufenversuche, Werkstoff: Alumix231, Probe: Kerbprobe	69
A.11	Einstufenversuche (Zeitfestigkeit), Werkstoff: AMB2900, Probe: Kerbprobe	71
A.12	Treppenstufenversuche, Werkstoff: AMB2900, Probe: Kerbprobe	72
A.13	Einstufenversuche (Zeitfestigkeit), Werkstoff: Sint-D11, Probe: Kerbprobe	74
A.14	Treppenstufenversuche, Werkstoff: Sint-D11, Probe: Kerbprobe	75
A.15	Einstufenversuche (Zeitfestigkeit), Werkstoff: Sint-D35, Probe: Kerbprobe	77

A.16 Treppenstufenversuche, Werkstoff: Sint-D35, Probe: Kerbprobe	78
A.17 Bauteilversuche, $\bar{R} = -1$	80
A.18 Versuche an Kerbstäben (R09), $\bar{R} = -1$	81
A.19 Alumix 231, Rundprobe	82
A.20 Sint D30, Rundprobe	83
A.21 Sint D35, Rundprobe	85
A.22 Sint D11, Rundprobe	86
A.23 Schwellwerte für den Rissfortschritt bei $R=0$	88
A.24 Vergleich der Methoden zur Lebensdauerabschätzung, Kettenrad, Sint-D35	88
A.25 Vergleich der Methoden zur Lebensdauerabschätzung, Kettenrad, Sint-D30	89
A.26 Vergleich der Methoden zur Lebensdauerabschätzung, Kettenrad, Sint-D11	89
A.27 Vergleich der Methoden zur Lebensdauerabschätzung, Rotor, Alumix231	90
A.28 Vergleich der Methoden zur Lebensdauerabschätzung, Kerbstab, Alumix231	90
A.29 Vergleich der Methoden zur Lebensdauerabschätzung, Kerbstab, AMB2900	90
A.30 Vergleich der Methoden zur Lebensdauerabschätzung, Kerbstab, Sint-D11	91
A.31 Vergleich der Methoden zur Lebensdauerabschätzung, Kerbstab, Sint-D35	91
A.32 Werkstoffkennwerte aus LBF-Berichten	92
A.33 Wechselfestigkeiten der Probestäbe aus LBF-Bericht 158	93
A.34 Wechselfestigkeiten der Probestäbe aus LBF-Bericht 170	94
A.35 Berechnete Werkstoffkennwerte aus LBF-Berichten	95

Literaturverzeichnis

- [1] SCHATT, W., WIETERS, K.-P., KIEBACK, B.: *Pulvermetallurgie - Technologien und Werkstoffe*, Springer-Verlag Berlin, 2007
- [2] SONSINO, C. M.: *Fatigue design principles for sintered steel components*, J. Strain Analysis, Vol. 41, No. 7, 497-515, 2006
- [3] BIALLAS, G.: *Zyklisches Verformungsverhalten und Mikrostruktur von Sintereisen und ausgewählten Sinterstählen*, VDI Fortschritt-Berichte, Nr. 495, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1997
- [4] MERKEL, J.: *Untersuchungen zum Einfluss von Kugelstrahl- und Festwalzbehandlungen auf den Randschichtzustand und die Schwingfestigkeit von Sintereisenwerkstoffen*, Dissertation, Universität Karlsruhe, 2008
- [5] HÄNEL, B., HAIBACH, E., SEEGER, T., WIRTHGEN, G., ZENNER, H.: *FKM-Richtlinie: Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguß- und Aluminiumwerkstoffen*, 5. Ausgabe, VDMA-Verlag, Frankfurt/M., 2003
- [6] JAENICKE, B.: *Stützwirkungskonzepte*, VDI Berichte 661: Dauerfestigkeit und Zeitfestigkeit, VDI Verlag, Düsseldorf, 1988
- [7] DIN 30912 Teil 6: *Sint-Richtlinien (SR), Schwingfestigkeit von Sinterstählen*, Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 1990
- [8] SONSINO, C. M.: *Fatigue Design Concepts for P/M Parts and Required Material Data*, Metal Powder Industries Federation, Princeton (USA), 2003
- [9] SONSINO, C. M.: *Ermittlung anwendungsrelevanter Kenngrößen für Sintermetalle*, Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit (LBF), Darmstadt, Bericht Nr. FB-158, 1981
- [10] SONSINO, C. M.: *Schwingfestigkeit von verschiedenen Sinterstählen und Bemessungskriterien für gesinterte Bauteile*, Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit (LBF), Darmstadt, Bericht Nr. FB-170, 1984
- [11] SONSINO, C. M.: *Einfluß sintertechnischer Grenzen für die Herstellung von schwingbeanspruchten Bauteilen aus Sinterstahl*, Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit (LBF), Darmstadt, Bericht Nr. FB-184, 1989
- [12] SONSINO, C. M.: *Fatigue design for powder metallurgy*, Powder Metallurgy, Vol. 33, No. 3, 1990

- [13] DALGIC, M.: *Zusammenhang zwischen der Porenmorphologie und der Schwingfestigkeit von Sinterstahl und Sintereisen*, Dissertation, RWTH Aachen, 2009
- [14] ZARAFI, A., BEISS, P.: *Effect of tensile mean stresses on fatigue strength of Fe-Cu-C steels in as-sintered and heat treated conditions*, Powder Metallurgy Progress, Vol.8, No 3, 200-209, 2008
- [15] NAMAZOV, S. N., ABDALLA, G., DALGIC, M., GUDENAU, H. W., BEISS, P.: *Mean stress sensitivity of sintered iron and steel*, Zeitschrift für Metallkunde. Vol. 94, No. 6, 737-742, 2003
- [16] BEISS, P.: *Dauerfestigkeit von Sinterwerkstoffen*, Zeitschrift für Werkstofftechnik 17, 89-98, 1986
- [17] SONSINO, C. M.: *Schwingfestigkeitsverhalten von Sinterstahl unter kombinierten mehrachsigen phasengleichen und phasenverschobenen Beanspruchungszuständen*, Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit (LBF), Darmstadt, Bericht Nr. FB-168, 1983
- [18] SONSINO, C. M.: *Multiaxial Fatigue Behaviour of Sintered Steels under Combined in and out of Phase Bending and Torsion*, Z. Werkstofftech. 18, 148-157, 1987
- [19] SCHUBERT, T., WEISSGÄRBER, T., KIEBACK, B., BALZER, H., NEUBING, H.C., BAUM, U., BRAUN, R.: *Aluminium PM 'is a challenge that industry can overcome*, Metal Powder Report, Vol. 60, No. 3, 32-37, 2005
- [20] JANDESKA, W. F., CHERNENKOFF, R. A.: *Powder Metallurgy Aluminium & Light Alloys for Automotive Applications Conference*, Metal Powder Industries Federation, 1998
- [21] EKSI, A. K., LIPP, A., SONSINO, C.M., VELTL, G., PETZHOLDT, F.: *Static and Fatigue Properties of the Cold and Warm Compacted Sintered Aluminium Alloy Alumix 431 (Al-5.5 Zn-2.5 Mg-1.5 Cu)*, Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, 37, No. 5, 374-382, 2006
- [22] MÜLLER, S.: *P1: Sinterformteile aus Leichtmetall*, 1. Wissenschaftliche Vortragsveranstaltung des innovativen regionalen Wachstumskerns THALE PM Tagungsband THALE PM Symposium, Thale, 2010
- [23] DIN EN ISO 3928, *Sintermetallwerkstoffe, ausgenommen Hartmetalle - Probekörper für die Ermüdungsprüfung*, Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 2006
- [24] N. N.: *ANSYS Structural Analysis Guide*. Release 12.0. Ansys, Inc., Canonsburg, PA, USA, 2008
- [25] SONSINO, C. M.: *Zur Bewertung des Schwingfestigkeitsverhaltens von Bauteilen mit Hilfe örtlicher Beanspruchungen*, Konstruktion 45, Nr. 1, 25-33, 1993
- [26] HÜCK, M.: *Ein verbessertes Verfahren für die Auswertung von Treppenstufenversuchen*, Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, Volume 14, Nr. 12, 406-417, 1983

- [27] HÜCK, M.: *Ein verbessertes Verfahren zur Auswertung von Treppenstufenversuchen*, DVM, 6. Sitzung, Berlin, 1981
- [28] HAIBACH, E.: *Betriebsfestigkeit - Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*. Springer-Verlag Berlin, 2006.
- [29] SONSINO, C. M.: *Dauerfestigkeit - eine Fiktion*, Konstruktion 4, 87-92, 2005
- [30] BERGER, C., PYTTEL, B., SCHWERDT, D.: *Beyond HCF - Is there a fatigue limit?*, Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, Vol. 39, No. 10, 769-776, 2008
- [31] PYTTEL, B., BERGER, C., BRUDER, T., EUFINGER, J.: *Approaches to fatigue life assessment applied in the very high cycle regime*, Mat.-wiss. u. Werkstofftech. 42, No. 10, 934-941, 2011
- [32] KLUMPP, S.: *Quasistatisches und zyklisches Verformungsverhalten reiner und legierter Sinterisenwerkstoffe*, Dissertation, Universität Karlsruhe, 1992
- [33] RADAJ, D., VORMWALD, M.: *Ermüdungsfestigkeit: Grundlagen für Ingenieure*, Springer-Verlag, Berlin, 2007
- [34] VORMWALD, M.: *Anrißlebensdauervorhersage auf der Basis der Schwingbruchmechanik für kurze Risse*, Dissertation, TH Darmstadt, 1989
- [35] KLOOS, K.-H.: *Einfluß des Oberflächenzustandes und der Probengröße auf die Schwingfestigkeitseigenschaften*, VDI-Berichte Nr. 268, Düsseldorf, 1976
- [36] NEUBER, H., *Theory of Stress Concentration for Shear-Strained Prismatical Bodies with Arbitrary Nonlinear Stress-Strain Law*, Journal of Applied Mechanics, 12, 544-552, 1961
- [37] LIU, J., ZENNER, H.: *Berechnung von Bauteilwöhlerlinien unter Berücksichtigung der statistischen und spannungsmechanischen Stützziffer*, Mat.-wiss. u. Werkstofftech. 26, 14-21, 1995
- [38] STIELER, M.: *Untersuchung über die Dauerschwingfestigkeit metallischer Bauteile bei Raumtemperatur*, Dissertation, TH Stuttgart, 1954
- [39] WELLINGER, K., DIETMANN, H.: *Festigkeitsberechnung*, Alfred Kröner Verlag, Stuttgart, 1968
- [40] FILIPPINI, M.: *Stress gradient calculations at notches*, International Journal of Fatigue, No. 22, 397-409, 2000
- [41] HÜCK, M., THRÄINER, L., SCHÜTZ, W.: *Berechnung von Wöhler-Linien für Bauteile aus Stahl, Stahlguß und Grauguß, synthetische Wöhler-Linien*, VDEh-Bericht ABF 11, 1981
- [42] WEIBULL, W.: *A Statistical Theory of Strength of Materials*, Dissertation, Ingeniörs Vetenskaps Akademiens Handlingar Nr. 151, Generalstabens Litografiska Anstalts Förlag, Stockholm, 1939

- [43] HECKEL, K., KÖHLER, J.: *Experimentelle Untersuchung des statistischen Größeneinflusses im Dauerschwingversuch an ungekerbten Stahlproben*, Z. f. Werkstofftechnik 2, 52-54, 1975
- [44] TGL 19340 / 03 - *Maschinenbauteile; Dauerschwingfestigkeit; Berechnung und Einflüsse*, Institut für Leichtbau, Dresden, 1981
- [45] KRÄ, C.: *Beschreibung des Lebensdauerhaltens gekerbter Proben unter Betriebsbelastung auf der Basis des statistischen Größeneinflusses*, Dissertation, Universität der Bundeswehr München, 1988
- [46] JUNG, T.: *Schwingfestigkeit unter Berücksichtigung des Spannungsbedingten und des Technologischen Größeneinflusses*, Dissertation, TU Clausthal, 1997
- [47] NEUBER, H.: *Kerbspannungslehre*, Springer-Verlag Berlin, 1937
- [48] PETERSON, R. E.: *Notch-sensitivity*, Metal Fatigue, (Edited by G. Sines and J.L. Waisman), McGraw Hill, New York, 1959
- [49] TANKARA, K.: *Engineering formulae for fatigue strength reduction due to crack-like notches*, International Journal of Fracture, 22, 2, R39-R46, 1983
- [50] LAZZARIN, P. et al.: *Fatigue crack initiation and propagation phases near notches in metals with lo notch sensitivity*, International Journal of Fatigue, Vol. 19, Nos. 8-9, 647-657, 1997
- [51] TAYLOR, D.: *Geometrical effects in fatigue: a unifying theoretical model*, International Journal of Fatigue, 21, 413-420, 1999
- [52] TAYLOR, D.: *A mechanistic approach to critical-distance methods in notch fatigue*, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 24, 215-224, 2001
- [53] TAYLOR, D., WANG, G.: *The validation of some methods of notch fatigue analysis*, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 23, 387-394, 2000
- [54] SUSMEL, L.: *A unifying approach to estimate the high-cycle fatigue strength of notched components subjected to both uniaxial and multiaxial cyclic loadings*, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 27, 391-411, 2004
- [55] BELLETT, D., et al.: *The fatigue behaviour of three-dimensional stress concentrations*, International Journal of Fatigue, 27, 207-221, 2005
- [56] TAYLOR, D.: *The theory of critical distances*, Engineering Fracture Mechanics, 75, 1696-1705, 2008
- [57] SUSMEL, L.: *The theory of critical distances: a review of its applications in fatigue*, Engineering Fracture Mechanics, 75, 1706-1724, 2008
- [58] TAYLOR, D.: *The Theory of Critical Distances: An new Perspective in Fracture Mechanics*, Elsevier BV, London, 2007

- [59] KUGUEL, R.: *A Relation between Theoretical Stress Concentration Factor and Fatigue Notch Factor Deduced from the Concept of Highly Stressed Volume*, ASTM Proceedings 61, 1961
- [60] SONSINO, C. M., FISCHER, G.: *Local Assessment Concepts for the Structural Durability of Complex Loaded Components*, Mat.-wiss. u. Werkstofftech. 36, No. 11, 632-641, 2005
- [61] KAUFMANN, H., SONSINO, C. M.: *Übertragbarkeit von an ungekerbten und gekerbten Bauteilähnlichen Proben ermittelten Schwingfestigkeitskennwerten am Beispiel von geschmiedeten LKW-Pleulen und LKW-Achsschenkeln*, Bericht TB-200, Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit (LBF), Darmstadt, 1994
- [62] LIN, C.-K., LEE, W.-J.: *Effects of highly stressed volume on fatigue strength of austempered ductile irons*, Int. J. Fatigue Vol 20, No. 4, 301-307, 1998
- [63] WERNER, S.: *Zur betriebsfesten Auslegung von Bauteilen aus AlMgSil unter Berücksichtigung von hohen Mitteldehnungen und Spannungskonzentrationen*, Dissertation, Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit (LBF), Darmstadt, 1999
- [64] BEISS, P., DALGIC, M.: *Structure property relationships in porous sintered steels*, Materials Chemistry and Physics, No. 67, 37-42, 2001
- [65] LIU, J., ZENNER, H.: *Vorschlag zur Verbesserung der Lebensdauerabschätzung nach dem Nennspannungskonzept*, Konstruktion 44, 9-17, 1992
- [66] HERTEL, O., VORMWALD, M.: *Size effect in Fatigue described by support factors derived from short crack growth consideration*, Proceedings (CD) 18th European Conference on Fracture, Dresden 2010
- [67] ROSSOW, E.: *Eine einfache Rechenschiebernäherung an die den „normal scores“ entsprechenden Prozentpunkte*, Z. f. wirtsch. Fertigung, 59, Nr. 12, 1964
- [68] DIEMAR, A., THUMSER, R., BERGMANN, J. W.: *Determination of local characteristics for the application of the Weakest-Link Model*, Mat.-wiss. u. Werkstofftech., 36, No. 5, 204-210, 2005
- [69] SENDECKY, G. P.: *Constant life diagrams - a historical review*, Int. J. Fatigue, vol. 23, 347-353, 2001
- [70] SCHÜTZ, W.: *Über eine Beziehung zwischen der Lebensdauer bei konstanter und veränderlicher Beanspruchungsamplitude und ihre Anwendbarkeit auf die Bemessung von Flugzeugbauteilen*, Dissertation, TH München, 1965
- [71] KÖHLER, M., JENNE, S., PÖTTER, K., ZENNER, H.: *Zählverfahren in der Betriebsfestigkeit*, DVM-Sonderheft 05, DVM, 2010
- [72] FATEMI, A., YANG, L.: *Cumulative fatigue damage and life prediction theories: a survey of the state of the art for homogeneous materials*, International Journal of Fatigue, Vol. 20, No. 1, 9-34, 1998

- [73] PALMGREN, A.: *Über die Lebensdauer von Kugellagern*, Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure, 68/14, 1924
- [74] MINER, M. A.: *Cummulative Damage in Fatigue*, Journal of Applied Mechanics, 12/3, 1945
- [75] EULITZ, K.-G.: *Beurteilung der Zuverlässigkeit von Lebensdauervorhersagen nach dem Nennspannungskonzept und dem Örtlichen Konzept anhand einer Sammlung von Betriebsfestigkeitsversuchen*, Habilitation, TU Dresden, 1999
- [76] SCHÜTZ, W., ZENNER, H.: *Schadensakkumulationshypothesen zur Lebensdauervorhersage bei schwingender Beanspruchung - Ein kritischer Überblick*, Z. f. Werkstofftechnik, Nr. 4, 25-33, 1973
- [77] SEEGER, T.: *Stahlbauhandbuch, Band 1, Teil B*, Stahlbau-Verlagsgesellschaft mbH, Köln, 1996
- [78] CHAWLA, N., DENG, X.: *Microstructure and mechanical behavior of porous sintered steels*, Materials Science and Engineering A 390, 98-112, 2005
- [79] PALMA, E. S., CAGNONI, A.: *Fatigue life prediction of sintered steels*, Powder Metallurgy, Vol. 42, No. 41, 320-324, 1999