

UNTERSUCHUNG DES GRÖSSENEINFLUSSES AUF
BASIS DER METHODE DER LOKALEN
SPANNUNGEN ANHAND DES
VERGÜTUNGSSTAHLER 34CRNiMo6

DISSERTATION

Dipl.-Ing. Georg Toplack

Montanuniversität Leoben
Department Product Engineering
Lehrstuhl für Allgemeinen Maschinenbau
Leoben, Austria

Begutachter:

Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Wilfried Eichseder
Lehrstuhl für Allgemeinen Maschinenbau / Montanuniversität Leoben

Ao.Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.mont. Reinhold Ebner
Material Center Leoben Forschung GmbH
Lehrstuhl für Metallkunde und metallische Werkstoffe / Montanuniversität Leoben

1. Mai 2008

Vorwort

Diese Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als Entwicklungsingenieur der GE Jenbacher GmbH & Co. OHG (ehemals Jenbacher AG) bzw. Forschungsingenieur am GE Research Center in München.

Für die Übernahme des Hauptberichtes gilt mein besonderer Dank dem Leiter des Lehrstuhls für Allgemeinen Maschinenbau, Herrn

Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. W. Eichlseder

der das Thema anregte und in zahlreichen Diskussionen förderte und unterstützte. Für das entgegengebrachte Interesse und die bereitwillige Übernahme des Koreferates bedanke ich mich beim Geschäftsführer des Materials Center Leoben Forschung GmbH, Herrn

Ao.Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.mont. R. Ebner

Mein besonderer Dank gilt dem ehemaligen Leiter der Abteilung Forschung & Entwicklung der Jenbacher AG, Herrn

Dipl.-Ing. Dr.techn. G. Herdin

der diese Arbeit überhaupt erst möglich gemacht und mir während vieler Höhen und Tiefen mit Rat und Tat zur Seite gestanden hat.

Weiters bedanken möchte ich mich bei allen Kollegen der Jenbacher AG bzw. von GE Jenbacher, die zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Die Durchführung der experimentellen Versuche erfolgte am Lehrstuhl für Allgemeinen Maschinenbau durch Herrn. Dipl.-Ing. Dr.mont. I. Godor, dem ich an dieser Stelle ebenfalls herzlich danken möchte. Ebenso bedanke ich mich bei den Herrn Dipl.-Ing. Dr.mont. H. Leitner sowie Dipl.-Ing. Dr.mont. M. Riedler für die Unterstützung bei der FE-Berechnung der Probengeometrien.

Eidesstattliche Erklärung

Hiermit erkläre ich an Eides statt, dass die vorliegende Dissertation mit dem Titel

Untersuchung des Grösseneinflusses auf Basis der Methode der Lokalen Spannungen anhand des Vergütungsstahles 34CrNiMo6

von mir selbstständig und nur unter Verwendung der angeführten Literatur verfasst wurde.

Leoben, am 1. Mai 2008

(Dipl.-Ing. Georg Toplack)

Für meine liebe Frau

Meltem

und meine beiden Töchter

Lara und Edda

Abstract

The different types of impacts on the S,N-curve and its parameters are subject of intensive investigations of exponents of all fatigue strength predicting concepts. The knowledge about them is crucial for a better prediction of the endurable stresses and therefore the utilization of the material at the same and even higher levels of engine output. These impacts are almost always determined with small notched specimens because of time and economical restrictions leaving the question open whether they are deducible on the real size workpiece. This so-called size effect is categorized in the literature into

- geometrical size effect
- statistical size effect
- technological size effect
- surface technological size effect

The gradient concept according to *Eichlseder* [36], however, only accounts for the first of these four effects, whereas the latter ones are not quantitatively determined.

Within the scope of the present investigation the statistical and the technological size effect as well as the impact of the type of loading were investigated and a model for their consideration was derived.

By means of S,N-curves obtained with specimens made of rods of the diameters 20mm, 25mm and 80mm of quenched and tempered steel 34CrNiMo6 the gradient concept could be validated for all test runs.

They showed a significant impact of the type of loading that was applied for the determination of the curve that forms the basis of the gradient concept. The cyclic fatigue resistance under reversed bending, tension-compression and rotating bending descends according to the described order. This impact is considered with multiplicative coefficients that lead to a parallel translation of the curve.

Accompanying measurements of the residual stresses in the surface layer together with a comparison of the fatigue strength of mechanically and electrolytically polished specimens of equal geometry under equal type of loading allowed the determination of the sensitivity factor for residual stresses and therefore the consideration of residual stresses in the model.

The technological size effect was investigated with S,N-curves that were determined with small specimens cut out of the rod diameter 80mm at appropriate position. These rods were also used in order to investigate the size effect with specimens of diameter 50mm.

When comparing these results with those obtained with small specimens made of separately quenched and tempered material it is observed that the technological size effect is almost twice as much as the statistical size effect. It has not only got an impact on the fatigue strength, but also on the number of cycles where the S,N-curve makes a transition towards a horizontal line. The slope parameter, however, is not affected. The technological size effect on the fatigue strength is considered in the gradient model by the multiplicative scale factor F_T that leads again to a parallel translation of the curve that was determined with small specimens.

The statistical size effect is reduced with increasing relative stress gradient χ^* and is almost not further visible starting from values $\chi^* > 5mm^{-1}$ at stress concentration factors K_t that are relevant to practical experience. That's why there has to be implemented a χ^* dependent term containing the size effect scaling factor F_{St} in the gradient model.

Lastly there was done a comparison of the gradient model with the statistical model according to *Böhm* [11] and *Magin* [106]. It was observed that both concepts account well for the size effect. The handling of the gradient concept, however, seems to be easier and the statistical concept bears the uncertainty of the determination of the Weibull exponent, which leads to large deviations in the prediction of the endurable stresses.

Kurzfassung

Die Einflüsse auf die Wöhlerlinie und ihre Parameter sind Gegenstand intensiver Untersuchungen von Vertretern aller Berechnungskonzepten. Ihre genaue Kenntnis ist wesentlich für die bessere Vorhersage von ertragbaren Beanspruchungen und damit der besseren Materialausnutzung bei gleichen bzw. größeren Maschinenleistungen. Aufgrund zeitlicher und wirtschaftlicher Rahmenbedingungen werden diese Einflüsse fast immer anhand kleiner bauteilähnlicher Proben ermittelt, sodass ihre Ableitbarkeit auf das reale Bauteil offen bleibt. Dieser sogenannte Größeneinfluss wird in der Literatur in die Bereiche

- spannungsmechanischer Größeneinfluss
- statistischer Größeneinfluss
- technologischer Größeneinfluss
- oberflächentechnischer Größeneinfluss

unterteilt und ist beim Gradientenkonzept nach Eichlseder [36] nur in Form des ersten der vier angeführten Einflüsse quantitativ berücksichtigt, während die übrigen zwar im Konzept Eingang finden, allerdings nicht quantifiziert sind.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden daher der statistische und der technologische Größeneinfluss sowie der Einfluss der Belastungsart untersucht und ein Modell für deren Berücksichtigung entwickelt.

Anhand von Wöhlerlinien, welche anhand des in Stangenform der Durchmesser $\varnothing 20\text{mm}$, $\varnothing 25\text{mm}$ und $\varnothing 80\text{mm}$ vorliegenden, vorvergüteten Stahles 34CrNiMo6 ermittelt wurden, konnte zunächst die Gültigkeit des Gradientenkonzeptes für alle Versuchsreihen bestätigt werden.

Es zeigte sich ein deutlicher Einfluss der Belastungsart, unter der die dem Gradientenmodell zugrunde liegende Kurve erhoben wurde, wobei sich die zyklischen Festigkeiten unter Achsialbiegung, Zug-Druck- und Umlaufbiegung absteigend in der angeführten Reihenfolge darstellten. Die Berücksichtigung erfolgt im Modell durch multiplikative Faktoren, die eine Parallelverschiebung des ursprünglichen Kurvenastes bewirken.

Begleitende Messungen der Eigenspannungen in der Randschicht erlaubten hierbei durch Vergleich der Dauerfestigkeit von mechanisch und elektrolytisch polierten Proben gleicher Geometrie bei gleicher Belastungsart eine Vorhersage der Eigenspannungsempfindlichkeit und somit eine Berücksichtigung der Randschichtteigenspannungen im Modell.

Der technologische Größeneinfluss wurde durch Wöhlerlinien untersucht, welche anhand kleiner Proben aus Halbzeug $\varnothing 80\text{mm}$ bei geeigneter Probenentnahme ermittelt wurden.

Aus demselben Material wurden auch Proben der Durchmesser $\varnothing 50\text{mm}$ für entsprechende Größeneinflussuntersuchungen gefertigt. Wenn man diese Ergebnisse mit jenen von aus separat vergüteten kleinen Proben vergleicht, so zeigt sich, dass der technologische Größeneinfluss betragsmäßig ungefähr doppelt so stark ist, als der statistische Größeneinfluss und sich nicht nur auf die zyklische Festigkeit, sondern auch auf die Ecklastspielzahl auswirkt. Der technologische Größeneinfluss auf die zyklische Festigkeit wird im Gradientenmodell durch den multiplikativen Faktor F_T berücksichtigt und entspricht daher einer Parallelverschiebung der mit kleinen Proben erhobenen Kurve.

Der statistische Größeneinfluss nimmt mit zunehmendem χ^* ab und ist ab ca. $\chi^* = 5\text{mm}^{-1}$ für praxisrelevante Werte von K_t nicht mehr sichtbar. Im Gradientenmodell muss daher ein von χ^* abhängiges Glied mit einem Größeneinflussfaktor F_{St} eingeführt werden.

Zuletzt wurde auch ein Vergleich des Gradientenmodells mit dem statistischen Modell nach *Böhm* [11] und *Magin* [106] durchgeführt und festgestellt, dass beide Konzepte den Größeneinfluss gut berücksichtigen, wobei das Gradientenkonzept einfacher in seiner Handhabung zu sein scheint und das statistische Konzept die Unsicherheit der Bestimmung des Weibull-Exponenten birgt, die zu großen Abweichungen in der Vorhersage der ertragbaren Spannungen führt.

Wissenschaftlicher Beitrag

Diese Arbeit erweitert nach dem Erachten des Verfassers den bisherigen Stand der Wissenschaft um folgende Aspekte:

1. Berücksichtigung des statistischen Größeneinflusses im Gradientenkonzept durch einen größenabhängigen Faktor F_{St} und dessen Quantifizierung über dem gesamten Bereich des bezogenen Spannungsgradienten χ^* .
2. Berücksichtigung des technologischen Größeneinflusses durch den festigkeitsabhängigen Faktor F_T und dessen Quantifizierung im gesamten Bereich des bezogenen Spannungsgradienten χ^* .
3. Quantifizierung des Einflusses der Belastungsart beim Gradientenkonzept sowie dessen Berücksichtigung im Gradientenkonzept.
4. Quantifizierung des Einflusses der oberflächennahen Eigenspannungen sowie dessen Berücksichtigung im Gradientenkonzept.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Vorbemerkung	1
1.2	Motivation	1
1.3	Zielsetzung und Lösungsweg	2
2	Die Wöhlerlinie (S-N curve)	4
2.1	Allgemeines	4
2.2	Ermittlung	5
2.3	Kennwerte	5
2.3.1	Neigung k	6
2.3.2	Abknickpunkt $\sigma_D(N_{Eck})$	7
2.3.3	Neigung k^*	7
2.3.4	Streuungen T_N bzw. $T_{\sigma a}$	7
2.4	Arten der Wöhlerlinie	8
2.4.1	Parameter „Versagenskriterium“	8
2.4.2	Parameter „Versuchsführung“	9
2.4.3	Parameter „Prüfkörper“	10
2.5	Rechnerische Wöhlerlinien	10
2.5.1	Synthetische Wöhlerlinien	11
2.5.2	Wöhlerlinienmodell nach Eichlseder	11
3	Einflüsse auf die Wöhlerlinie	12
3.1	Allgemeines	12
3.2	Makroskopische Spannungsverteilung - elastisches Werkstoffverhalten . . .	13
3.2.1	Spannungsgradient χ^* , Nennspannung σ_N , Formzahl K_t	13
3.2.2	Kerbwirkung, Mikrostützwirkung	14
3.2.3	Kerbwirkungszahl K_f , Stützziffer n , Kerbempfindlichkeit q	15
3.2.4	Berechnungsansätze nach dem Modell der Spannungsmittelung . . .	16
3.2.5	Berechnungsansätze nach dem Modell der Spannungsfeldintensität .	20
3.3	Makroskopische Spannungsverteilung - plastisch	21
3.3.1	Makrostützwirkung - Berechnungsansätze	21
3.4	Makroskopische Spannungsverteilung - Riss	23
3.4.1	Berechnungsansätze für den Schwellenwert	26
3.5	Mikroskopische Spannungsverteilung	29
3.5.1	Stahlherstellungsprozess	29

3.5.2	Spannungsverteilung an Einschlüssen von Fremdphasen	31
3.5.3	Oberflächenrauigkeit	32
3.5.4	Interaktion von inneren Kerben mit Härte/Festigkeit	34
3.6	Mittelspannungseinfluss	36
3.6.1	Mittelspannungsempfindlichkeit M	36
3.6.2	Haigh-Diagramm	36
3.6.3	Eigenspannungsempfindlichkeit M_E	38
3.6.4	Einfluss auf Risse	39
4	Größeneinfluss	41
4.1	Allgemeines	41
4.2	Spannungsmechanischer Größeneinfluss	42
4.2.1	Versuchsergebnisse aus der Literatur	44
4.2.2	Berücksichtigung nach der Mikrostützwirkungstheorie	45
4.2.3	Berücksichtigung nach der Makrostützwirkungstheorie	47
4.2.4	Berücksichtigung über die Bruchmechanik	48
4.2.5	Empirischer Ansatz	48
4.3	Technologischer Größeneinfluss	49
4.3.1	Statische Festigkeit	50
4.3.2	Technologischer Größeneinfluss in der Rissfortschrittsphase	51
4.4	Statistischer Größeneinfluss (inherent flaw concept)	51
4.4.1	Berechnungskonzept auf Basis der Weibullverteilung	52
4.4.2	Werkstoffvolumenansatz nach <i>Kuguel</i> und <i>Sonsino</i>	54
4.4.3	Anrissstreckenansatz nach <i>Serensen et al.</i>	55
4.5	Oberflächentechnischer Größeneinfluss	55
5	Experimentelle Untersuchung	57
5.1	Versuchsprogramm	57
5.1.1	Einleitung	57
5.1.2	Probenformen	58
5.1.3	Probenentnahme	61
5.1.4	Probenfertigung	61
5.1.5	Werkstoffauswahl	62
5.1.6	Versuchsmaschinen	63
5.1.7	Nomenklatur der Versuchsreihen	68
5.2	Ergebnisse	68
5.2.1	Spannungsberechnung	68
5.2.2	Statische Zugversuche	74
5.2.3	Härtmessungen	77
5.2.4	Gefügeuntersuchungen	79
5.2.5	Einschlussuntersuchung	80
5.2.6	Eigenspannungsmessungen	88
5.2.7	Bestimmung der Wöhlerlinien	93
5.2.8	Wöhlerversuche unter Zug–Druck–Belastung	93

5.2.9	Wöhlerversuche anhand Ø10mm-Proben unter Umlaufbiegebelastung bei $K_t = 1$	96
5.2.10	Wöhlerversuche anhand Ø10mm-Proben unter Umlaufbiegebelastung bei $K_t > 1$	99
5.2.11	Wöhlerversuche anhand Ø50mm-Proben unter Umlaufbiegebelastung bei $K_t > 1$	101
5.2.12	Wöhlerversuche unter Achsialbiegebelastung	104
5.2.13	Untersuchungen der Bruchflächen	106
5.3	Versuchsauswertung	110
5.3.1	Auswertung des technologischen Einflusses	110
5.3.2	Auswertung des Einflusses von Randschichteigenstressen	118
5.3.3	Auswertung des Einflusses der Belastungsart	120
5.3.4	Statistischer Größeneinfluss bei $K_t = 1$	120
5.3.5	Gradienteneinfluss - Geometrischer Größeneinfluss	122
5.3.6	Auswertung nach dem statistischen Oberflächenkonzept	127
5.3.7	Auswertung nach dem statistischen Volumenkonzept	129
5.3.8	Ableitungen aus den Versuchsergebnissen	131
6	Modellbildung	133
6.1	Vorschlag zur Berücksichtigung des statistischen Größeneinflusses im Gradientenkonzept	133
6.2	Berücksichtigung von technologischem Größeneinfluss, Belastungsart und Randschichteigenstressen	138
6.3	Kalibrierung des Modellvorschlags	140
6.4	Vergleich von Ergebnissen der Vorhersage und eigenen Versuchsdaten	143
6.5	Vergleich von Ergebnissen der Vorhersage und Versuchsdaten aus der Literatur	148
7	Schlussfolgerungen	157
8	Zusammenfassung	159
	Abbildungsverzeichnis	166
	Tabellenverzeichnis	168
A	Verwendete Versuchsdaten aus der Literatur	169
B	Konzepte für Synthetische Wöhlerlinien	171
C	Einzelergebnisse der Wöhlerversuche	175
C.1	Zug-Druck-Belastung Ø7.5 mm	175
C.2	Umlaufbiegebelastung Ø10 mm	177
C.3	Umlaufbiegebelastung Ø50 mm	185
C.4	Achsialbiegebelastung Ø10 mm	186
C.5	Achsialbiegebelastung Ø50 mm	187

Kapitel 1

Einleitung

1.1 Vorbemerkung

Die Frage der Übertragbarkeit von an kleinen Proben gewonnenen Schwingversuchsergebnissen auf das schwingend beanspruchte Bauteil spielt in der Betriebsfestigkeit in zweifacher Hinsicht eine wesentliche Rolle. Einerseits ist durch ihre Absicherung ein wirtschaftlicher Vorteil gewährleistet, da die Kosten der zerstörenden Bauteilfestigkeitsprüfung aufgrund kürzerer Versuchszeit, kleinerer Versuchsmaschinen und einfach zu fertigender Probengeometrien reduziert werden, andererseits sind Trends schneller erkennbar und nachweisbar und lassen sich die Entwicklungszeiten durch den Einsatz entsprechender Theorien und Berechnungsmodelle verkürzen. Vor dem Hintergrund einer seriösen Qualitätssicherung im Sinne der Produkthaftung von im Zeitalter der Globalisierung international agierenden Unternehmen gewinnt dieser Aspekt immer stärker an Bedeutung. Durch die zunehmende Rohstoffverknappung und die Forderung nach geringen spezifischen Kosten und Massen ist der Ingenieur gezwungen, sich immer näher an die Grenzen der von ihm eingesetzten Materialien heranzutasten. Dementsprechend stärker wird auch die Forderung nach einer genauen Beschreibung des Ermüdungsverhaltens der Werkstoffe und einer statistischen Absicherung der Berechnungsmodelle sowie deren Einflussparameter, denn die Zuverlässigkeit, mit der die Bauteile dimensioniert werden, muss weiterhin eingehalten werden. In den letzten zwanzig Jahren wurde durch das vermehrte Aufkommen von Prozessoren mit hoher Taktfrequenz und die starke Preisreduktion von Speicherkapazität die Theorie der numerischen Simulation weit verbreitet. Die FEM (Finite Elemente Methode), bei der das Modell eines Bauteils in ein feines Netz bzw. Gitter unterteilt wird und iterativ die Knotenverschiebungen und -spannungen ausgerechnet werden können, ermöglicht es, durch gezielte Annahmen immer genauere Informationen über Belastungen zu bekommen und gezielte Maßnahmen zu ergreifen. Sie ist daher in vielfacher Hinsicht den analytischen Methoden und Theorien zur Spannungsbestimmung überlegen.

1.2 Motivation

Die im 20. Jahrhundert zur Charakterisierung der Dauerfestigkeit und Sicherheit gegen Ermüdungsbruch von Bauteilen herangezogenen Werte - die Spannungsformzahl K_t (ehemals

α_K) und die Kerbwirkungszahl K_f (ehemals β_K) - bergen den Nachteil, nicht numerisch berechenbar zu sein, da stets ein Bezugsquerschnitt mit gleichmäßiger Spannungsverteilung erforderlich ist. Dieser ist im realen Bauteil allerdings nur selten zu finden. Als Charakterisierungsmerkmal für die Sicherheit gegen Ermüdungsbruch wird daher der bezogene Spannungsgradient χ^* herangezogen, der den erwähnten Nachteil nicht besitzt und an jedem beliebigen Ort des FE-Modells berechnet werden kann [36]. Die größten Unsicherheiten birgt die Berücksichtigung des Größeneinflusses und der Werkstoffeigenschaften in der Nähe der Randschicht, hier insbesondere der Oberflächenrauheit, der Eigenspannungen aufgrund der Bearbeitung bzw. Randschichtverfestigungsmaßnahmen sowie der Verteilung von Inhomogenitäten im Werkstück. Nicht geklärt ist weiters der Einfluss der Belastungsart im Gradientenkonzept. Durch die an Proben kleiner Geometrien gewonnenen Werkstoffdaten sind, wie eingangs erwähnt, Untersuchungen zu deren Ableitbarkeit auf größere Geometrien nötig bzw. Parameter, von denen eine Abhängigkeit der genannten Einflüsse dargestellt werden kann. Es erscheint daher als sinnvoll, die Einsetzbarkeit des bezogenen Spannungsgradienten χ^* als Charakterisierungsmerkmal für den Größeneinfluss und die Belastungsart anhand eines Vergütungsstahls zu untersuchen und Gesetzmäßigkeiten zu ermitteln bzw. zu überprüfen, über welche diese Einflüsse auf die Dauer- bzw. Zeitfestigkeit mit dem Spannungsgradienten in Zusammenhang gebracht werden können. Die eigentliche Betriebsfestigkeitsrechnung vollzieht sich durch Schadensakkumulation nach dem Nennspannungskonzept unter Zugrundelegung von simulierten Wöhlerlinien, deren Genauigkeit durch die zu ermittelnden Zusammenhänge verbessert werden soll. Aufgrund der Praxisnähe wird als Versagenkriterium der „technische Anriss“ herangezogen, da das Verhältnis von Anrisslebensdauer zu Bruchlebensdauer z.B. bei Kurbelwellen von Großmotoren nahezu gleich „1“ ist.

1.3 Zielsetzung und Lösungsweg

Der Stand des Wissens über den Größeneinfluss und insbesondere die Theorien auf Basis des bezogenen Spannungsgradienten χ^* sollen vor einem mikro- und makroskopischen Hintergrund untersucht bzw. ergänzt werden. Es werden Dauerschwingversuche mit glatten und gekerbten Rundproben zweier unterschiedlicher Durchmesser des Werkstoffes 34Cr-NiMo6 bei einstufiger, rein wechselnder Zug-Druck-, Umlaufbiege- und Achsialbiegebelastung durchgeführt. Zur verbesserten Übertragbarkeit der Ergebnisse in die Praxis werden die Proben sowohl elektrolytisch als auch mechanisch poliert, wie es im Normalfall in der Fertigung durchgeführt wird. Dadurch sollen die Einflüsse der Eigenspannungen aus dem Bearbeitungsprozess, welche oberflächennahe Einschlüsse hinsichtlich ihrer Relevanz auf die Dauerfestigkeit beeinflussen, sowie von unvermeidbaren Riefen aus dem mechanischen Polieren untersucht werden. Spezielle Beachtung soll weiters dem technologischen Einfluss gewidmet werden, der durch unterschiedliche Probenentnahme und den damit verbundenen unterschiedlichen Werkstoff- bzw. Gefügeeigenschaften hervorgerufen wird. Über versuchsbegleitende mikrostrukturelle Untersuchungen am Rasterelektronen- (REM) und Auflichtmikroskop werden Rissaussgang und Gefügeinhomogenitäten lokalisiert und charakterisiert.

Folgende Fragestellungen sind zu beantworten:

- Ist χ^* zur Beschreibung der Stützwirkung ausreichend, oder ist der statistische Größeneinfluss zusätzlich zu berücksichtigen?
- Wie groß ist die Verschiebung der Kurven $\sigma_D = f(\chi^*)$ bei Festigkeits- bzw. Härteunterschieden und ist diese über den gesamten χ^* -Bereich einheitlich?
- Wie groß ist die Verschiebung der Kurven $\sigma_D = f(\chi^*)$ bei Mittelspannungsunterschieden?
- Ist eine kleine Probe in allen Bereichen von χ^* tatsächlich aussagekräftig für große Bauteile?

Kapitel 2

Die Wöhlerlinie (S-N curve)

2.1 Allgemeines

Wöhlerlinien bilden die Grundlage für die Auslegung von Bauteilen auf Betriebsfestigkeit mit Hilfe von Schadensakkumulations-Hypothesen. Ein besonders wichtiger Kennwert der Wöhlerlinie ist die Dauerfestigkeit σ_D . In der vorliegenden Arbeit wird dieser Begriff durchgehend verwendet, auch wenn nach neuem Erkenntnisstand die Dauerfestigkeit nicht durch eine horizontale Linie im Wöhlerdiagramm angegeben werden kann, sondern eine geringe Neigung nach unten aufweist [162]. Für die Möglichkeit der Gegenüberstellung von Versuchsdaten und Begrenzung des Versuchsaufwandes - als Grenzlastspielzahl wurde $2 \cdot 10^6$ angenommen - ist dieser Schritt jedoch nötig.

Aufgrund der Gegenüberstellung von Dauerfestigkeit σ_D und maximaler Betriebsbeanspruchung lässt sich z.B. entscheiden, ob ein Festigkeitsproblem im Zeitfestigkeitsbereich liegt bzw. ob mit einer nicht ausreichenden Lebensdauer des Bauteils zu rechnen ist. Der Konstrukteur benötigt deshalb Wöhlerlinien zur betriebsfesten Auslegung von Bauteilen und Angaben über die Dauerfestigkeit zur dauerfesten Auslegung. Häufig sind gerade für den in Frage kommenden Werkstoff keine geeigneten Angaben darüber vorhanden. Aber auch wenn solche Angaben vorliegen, besteht oft das Problem, sie auf das echte Bauteil zu übertragen. Das echte Bauteil besitzt gegenüber den Proben des Laborversuchs meist andere Dimensionen, nicht genau die gleichen Festigkeitseigenschaften, wird auf andere Weise belastet, weist eine andere Oberflächengüte auf, ist geschmiedet oder gewalzt, wird unter einem anderen Spannungsverhältnis R beansprucht - kurz, genau die gewünschte Wöhlerlinie wird man in der Literatur nicht finden. Man ist daher darauf angewiesen, die genannten Einflussgrößen auf den Verlauf der Wöhlerlinie möglichst genau abzuschätzen. Für diese Abschätzung wurden in der Literatur bereits viele Methoden vorgeschlagen [60]. 1856 gab A. Wöhler ein Verfahren zur Ermittlung der Dauerfestigkeit an, wonach 6 bis 10 ungekerbte und polierte Proben oder gekerbte Proben bzw. Bauteile erforderlich sind, die nach Werkstoff, Gestalt und Bearbeitung völlig gleichwertig sind [32]. Diese werden einer periodisch wiederholten, meist annähernd sinusförmigen Lastamplitude konstanter Größe (Zug-Druck- bzw. Biege- oder Torsionsbelastung) bei gleichbleibender, ruhender Mittellast unterworfen und die bis zum vollständigen Bruch der Proben aufgenommenen Schwingspielzahlen N zu den mit unterschiedlichen Höhen (oder Horizonten) gewählten Last- bzw. (Nenn-)Spannungsamplituden horizontal aufgetragen [141].

Basierend auf diesem Verfahren führte Wöhler zwischen 1858 und 1870 die ersten methodischen Schwingfestigkeitsversuche durch, wobei sich an der Methode bis heute prinzipiell nicht wesentliches geändert hat.

Die nach ihm benannte Wöhlerlinie, im englischsprachigen Raum eher als „S-N curve“ bekannt, stellt heute das wichtigste Hilfsmittel der Betriebsfestigkeitsrechnung und -forschung dar und ist eine Darstellung von im Wöhler- bzw. Dauerschwingversuch ermittelten Versuchspunkten.

2.2 Ermittlung

Der grundlegende technische Ermüdungsversuch ist der auf Wöhler zurückgehende und nach ihm benannte Schwingfestigkeitsversuch, bei dem ungekerbte und polierte oder gekerbte Probestäbe (gelegentlich auch Bauteile) einer periodisch wiederholten, meist annähernd sinusförmigen Lastamplitude konstanter Größe (Zug-Druck-, Biege- oder Torsionsbelastung) bei gleichbleibender ruhender Mittellast unterworfen werden. Die bis zum vollständigen Bruch der Proben aufgenommenen Schwingspielzahlen N werden zu den mit unterschiedlichen Höhen (oder Horizonten) gewählten Last- bzw. (Nenn-) Spannungsamplituden horizontal aufgetragen (Wöhlerlinie) [141].

Da die Versuchsergebnisse im Wöhlerversuch stark streuen, ist Planung und Auswertung nach statistischen Verfahren unabdingbar [141].

Die Ordinatenbezeichnung bedarf einer Erläuterung. Von der Versuchsauswertung her betrachtet ist die Wöhlerlinie die Grenzlinie der Schwingspielzahlen bis zum Bruch als Funktion der Spannungsamplitude, also eine $N_B\sigma_a$ -Linie, allerdings in mathematisch ungewohnt horizontaler Auftragung. Aus Sicht der Anwendung in der Konstruktion (Festigkeitsnachweis) ist dagegen die Wöhlerlinie die Grenzlinie der Spannungsamplitude (also zyklische Festigkeit) als Funktion der Schwingspielzahl, also eine $\sigma_a N_B$ -Linie in der mathematisch gewohnten vertikalen Auftragung. Die Darstellung als Festigkeitschaubild unterscheidet eindeutiger zwischen der Beanspruchung und dem Grenzwert der Beanspruchung, also der Festigkeit. Außerdem wird Übereinstimmung mit den Zeit- und Dauerfestigkeitschaubildern erzielt. Die $N_B\sigma_a$ -Darstellung wird dann gewählt, wenn die Versuchsauswertung im Vordergrund steht. Anstelle von N_B wird meist nur N geschrieben [141].

2.3 Kennwerte

Trotz ihres typischen, geschwungenen Verlaufs wird die Wöhlerlinie bei konstanter Überlebenswahrscheinlichkeit und doppeltlogarithmischer Auftragung im allgemeinen durch Geraden angenähert [23], sodass sich die Wöhlerlinie im gesamten schwingungstechnisch relevanten Bereich in erster Linie durch drei Parameter beschreiben lässt:

1. die Neigung k im Zeit- bzw. Kurzzeitfestigkeitsbereich
2. der Abknickpunkt $\sigma_D(N_{Eck})$
3. die Neigung k^* nach dem Abknickpunkt

In der nachfolgenden Abbildung 2.1 sind diese Kennwerte schematisch dargestellt. Zu diesen Parametern kommen

1. die Streuungen der Lebensdauern T_N bzw.
2. die Streuungen der Spannungs-(Last-, Dehnungs-)amplituden T_{σ_a}

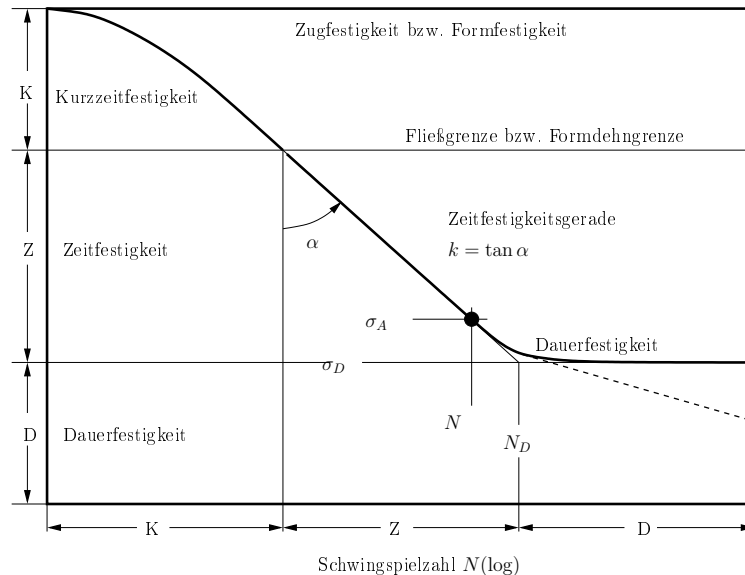


Abbildung 2.1: Kennwerte und Bereichseinteilung der Wöhlerlinie nach *Haibach* [55]

2.3.1 Neigung k

Die durch den Exponenten k ausgedrückte Neigung der Zeitfestigkeitsgerade hängt hauptsächlich von den vier Größen

- Werkstoff
- Spannungsverhältnis R
- Spannungskonzentrationsfaktor K_t
- Beanspruchungsart

ab und kann Werte zwischen 3.5 (Schweißverbindung) und 20 (ungekerbte Probestäbe unter Torsion) annehmen [23]. Die Neigung wird umso steiler, je höher K_t und das Spannungsgefälle und je schlechter die Oberflächenbeschaffenheit werden. Allgemein sind die Werte für Torsionsbeanspruchung höher und die Wöhlerlinie damit flacher.

Die Gleichung für k wird als

$$k = \frac{\Delta(\log N)}{\Delta(\log \sigma_a)} = \tan \alpha \quad (2.1)$$

angegeben, wobei der Winkel α von der Senkrechten aus gemessen wird [141].

2.3.2 Abknickpunkt $\sigma_D (N_{Eck})$

Zur Vereinfachung und einheitlichen Darstellung der Wöhlerlinie im Bereich des Übergangs zwischen Zeit- und Dauerfestigkeit wird der fiktive Abknickpunkt definiert. Aufgrund der Tatsache, dass dadurch die tatsächlichen Versuchspunkte oberhalb des Linienzuges zu liegen kommen, ist diese Darstellung daher konservativ [23].

Der Abknickpunkt ist bei Werkstoffen mit kubisch-raumzentrierter Gitterstruktur über die sogenannte Grenzlastspielzahl N_D und die technische Dauerfestigkeit σ_D definiert, wobei der Wert $N_D = 2 \cdot 10^6$ anstatt $N_D = 10^7$ für ihre Ermittlung angenommen wird. Dieser Wert ist allerdings nicht gleichzusetzen mit N_{Eck} . Bei Werkstoffen, die keine ausgeprägte Dauerfestigkeit aufweisen, behilft man sich mit der fiktiven Grenzlastspielzahl $N_D^* = 10^7$ und definiert den ihr zugeordneten Spannungswert als Dauerfestigkeit [38].

2.3.3 Neigung k^*

Nach dem fiktiven Abknickpunkt verlaufen Wöhlerlinien im allgemeinen flacher und sind damit mit einem weiteren zweiten Neigungsparameter k^* darstellbar.

Bei kubisch-raumzentrierten Werkstoffen mit ausgeprägter Dauerfestigkeit σ_D ist der Wert von k^* definitionsgemäß gleich ∞ , während für kubisch-flächenzentrierte Werkstoffe wie Aluminiumlegierungen endliche Werte erreicht werden. Nach einem Vorschlag von [38] stehen die Steigungsparameter k und k^* hierbei in einem festen Verhältnis von $\frac{k^*}{k} = 5$ zueinander, welches unabhängig vom Spannungsverhältnis R , der Temperatur und Kerbeinflüssen ist. Einen ähnlichen Weg beschreibt auch [162], indem für Eisenbasiswerkstoffe und Magnesiumlegierungen ein Wert von $k^* = 45$ und für Aluminiumlegierungen und Schweißverbindungen mit hohen Eigenspannungen ein Wert von $k^* = 45$ empfohlen wird.

2.3.4 Streuungen T_N bzw. $T_{\sigma a}$

Zu den obengenannten Parametern kommen die Streuungen der Lebensdauer T_N bzw. der Spannungs- (Last-, Dehnungs-)amplituden $T_{\sigma a}$ hinzu. Bei Annahme einer Gauß'schen Log-Normal-Verteilung von Ergebnissen lässt sich aus dem Streumaß T_x , definiert als der Bereich zwischen den Überlebenswahrscheinlichkeiten $P_U = 10\%$ und $P_U = 90\%$, die Standardabweichung berechnen. Im Bereich der Zeit- bzw. Kurzzeitschwingfestigkeit sind die Streumaße T_N und $T_{\sigma a}$ über die Neigung k miteinander gekoppelt. Diese Streumaße werden bis zum Abknickpunkt mit zunehmender Lebensdauer größer. Wegen des flachen Verlaufes der Wöhlerlinie nach dem Abknickpunkt macht die Angabe einer Streuung der Lebensdauer N allerdings keinen Sinn mehr. Deswegen wird für diesen Bereich $N > N_k$ nur noch die Streuung der Last-, Dehnungs- oder Spannungsamplitude angegeben. Sie wird nicht größer als die Streuung im Übergangsbereich von der steilen zur flachen Neigung der Wöhlerlinie, d.h. das im Bereich der Zeitfestigkeit kurz vor dem Abknickpunkt ermittelte Streumaß kann nach dem Abknickpunkt als konstant angenommen werden. Die Streuungen sind werkstoff- und fertigungsabhängig. Ihre Kenntnis ist für eine Sicherheitsbetrachtung notwendig [163].

2.4 Arten der Wöhlerlinie

Zur Verallgemeinerung werden Wöhlerlinien in der Literatur in drei Kategorien geteilt, wobei folgende Unterscheidungsmerkmale angesetzt werden:

- Versagenskriterium
- Versuchsführung
- die Versuchskörper

Dementsprechend werden diesen Merkmalen die folgenden Arten von Wöhlerlinien zugeteilt:

- Anriss- und Bruchwöhlerlinie
- Spannungs- und Dehnungswöhlerlinie
- Proben- und Bauteilwöhlerlinie.

2.4.1 Parameter „Versagenskriterium“

Das Versagenskriterium kann naturgemäß je nach Bedarf und Wahl einen großen Bereich abdecken. Theoretisch könnte man darunter bereits eine submikroskopische Werkstoffschädigung verstehen, in der Praxis erstreckt es sich über einen messbaren Anriss bis letztendlich hin zum Bruch. Die dazugehörigen Wöhlerlinien - in der Literatur als Schadenslinie, Anrisswöhlerlinie und Bruchwöhlerlinie bezeichnet - liefern unterschiedliche Aussagen über das Lebensdauerverhalten eines Werkstoffes und unterscheiden sich oft beträchtlich in den erreichbaren Schwingspielzahlen.

Anrisswöhlerlinien, häufig auf die örtliche Spannung oder Dehnung am Anrissort bezogen, lassen sich in herkömmlicher Auftragung der (Nenn-) Spannungen darstellen. Ihre Lage, links von der Bruchwöhlerlinie und in die Dauerfestigkeitshorizontale einlaufend (bei sehr kleinem angehaltenen Anriss auch tiefer liegend), hängt besonders von der Kerbschärfe der Probe und der ausgewerteten Anrissgröße ab. Je schärfer die Kerbe, umso früher die Risseinleitung. Genügend kurze Anrisse werden dauerfest ertragen [141]. Die Ermittlung des Anrisses ist sehr aufwendig und zeitraubend und stellt hohe Anforderungen an die verwendeten Messgeräte. In diesem Zusammenhang seien hier die Verfahren mit Ultraschall, optische Verfahren, Schallemissionsanalyse oder Messung der dynamischen Steifigkeit erwähnt [23]. Zur Vergleichbarkeit von Anrisswöhlerlinien ist die genaue Kenntnis der Auflösung des Messverfahrens sowie die zugrunde gelegte Anrisslänge erforderlich.

Bruchwöhlerlinien begrenzen das Wöhlerfeld nach rechts. Aufgrund der logarithmischen Auftragung und des bei hochfesten Stählen meist schnellen Rissfortschritts ist der Verschiebungsbetrag relativ gering. Kennt man das Rissfortschrittsverhalten des Werkstoffes, das in der Regel in getrennten Versuchen mit CT-Proben ermittelt wird [23], können die jeweiligen Anrisswöhlerlinien aus den Bruchwöhlerlinien ermittelt werden. Dies entspricht sicher der genauesten, aber auch der aufwendigsten Methode und setzt voraus, dass der Werkstoff ausgeprägte Schwingstreifen (engl. striations) ausbildet [171].

Die Wöhlerlinie (S-N curve)

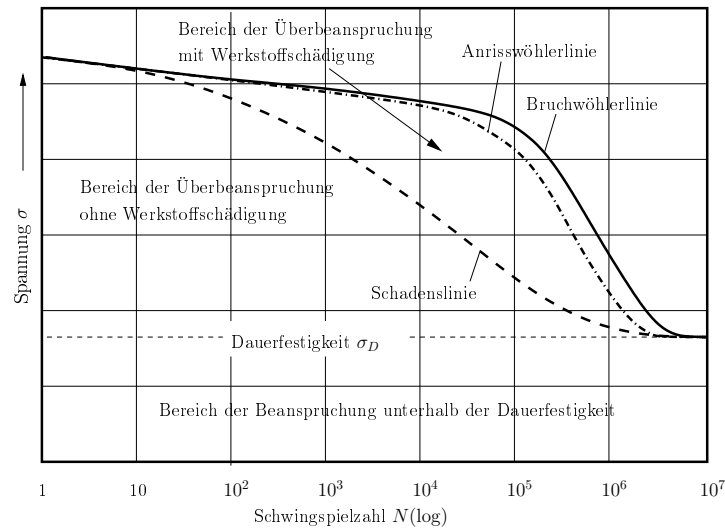


Abbildung 2.2: Unterteilung von Wöhlerlinien nach dem betrachteten Versagenskriterium nach [31]

Die Schadenslinie [32] ist der Extremfall auf der linken Seite des Wöhlerfeldes und technisch von geringer Bedeutung. Sie gibt an, bis zu welcher Schwingspielzahl eine Dauerbeanspruchung im Gebiet der Zeitfestigkeit ertragen werden kann, ohne dass eine Schädigung des Werkstoffes eintritt. Der Beginn der Schädigung wird außer durch metallographische Prüfung durch die Änderung verschiedener Eigenschaften festgestellt. Hier sei das Verfahren von French genannt, das prüft, ob die Grenzschwingspielzahl bei einer Belastung in der Höhe der Dauerfestigkeit nach einer Vorgeschichte im Zeitfestigkeitsbereich noch erreicht wird [31].

2.4.2 Parameter „Versuchsführung“

Im Kurzzeitfestigkeitsbereich hat es sich in vielen Fällen bewährt, anstelle der last- bzw. spannungsgeregelten Versuche solche mit geregelter Verformung bzw. Dehnung durchzuführen und die Schwingspielzahl bis zum Anriss auszuwerten [141]. Es entsteht die sogenannte Dehnungswöhlerlinie, deren Verlauf für $N \leq N_{Eck}$ durch die Manson-Coffin-Gleichung [125][109][27]

$$\epsilon_{a,tot} = \epsilon_{a,el} + \epsilon_{a,pl} = \frac{\sigma'_f}{E} \cdot (2N)^b + \epsilon'_f \cdot (2N)^c \quad (2.2)$$

angegeben wird. Sie lässt sich - wie in nachfolgender Abbildung 2.3 gezeigt - in eine plastische und eine elastische Dehnungswöhlerlinie aufteilen.

Mit Einführung der obenstehenden Gleichung wurden mit dem Schwingfestigkeitskoeffizienten σ'_f , dem zyklischen Duktilitätskoeffizienten ϵ'_f sowie den beiden Steigungsexponenten b und c somit auch neue Parameter definiert, mit denen die Dehnungswöhlerlinien einheitlich beschreib- und vergleichbar sind.

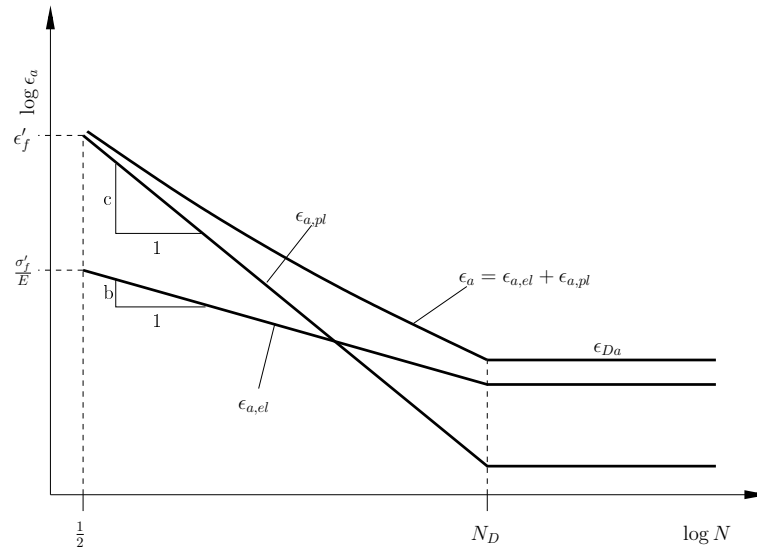


Abbildung 2.3: Unterteilung von Wöhlerlinien nach dem betrachteten Versagenskriterium nach [31]

2.4.3 Parameter „Prüfkörper“

Als letztes Unterscheidungsmerkmal kann die Art des Prüfkörpers angesehen werden, sodass sich entweder Werkstoff-, Kerbproben- oder Bauteilwöhlerlinien ergeben.

Werkstoffwöhlerlinien werden in der Regel anhand kleiner, ungekerbter, polierter Proben bei einem Spannungsverhältnis $R = -1$ unter Zug-Druck-Belastung ermittelt, sodass Kerb-, Mittelspannungs- und Größeneinfluss ausgeschaltet werden.

Will man jedoch genaue Aussagen über die Dauerfestigkeit des letztendlich in die Produktion gehenden Bauteils, so sind die Wöhlerversuche direkt am Bauteil unter Betriebslast durchzuführen, sodass sämtliche Einflüsse aus Produktion und Geometrie Eingang finden. Insbesondere bei großen, aufwendig gestalteten Bauteilen wie Kurbelwellen von Großmotoren ist dies ein sehr energie- und kostenaufwendiges Verfahren, das man gerne vermeiden möchte.

Als Kompromiss erstellt man daher Wöhlerlinien mit sogenannten „bauteilähnlichen Proben“, die annähernd dieselbe Spannungskonzentration wie das Bauteil aufweisen, allerdings wesentlich kleiner und daher billiger sind. Man nimmt dabei in Kauf, dass Übertragungsfunktionen für sämtliche von der Größe abhängigen Einflüsse erforderlich sind, um verlässliche Aussagen über die Bauteillebenserwartung zu erhalten.

2.5 Rechnerische Wöhlerlinien

Bereits die in den nachfolgenden Kapiteln dargestellten Einflüsse auf die Wöhlerlinie vorwegnehmend, seien hier drei wesentliche in der Literatur genannte Konzepte vorgestellt, die Wöhlerlinien anhand der im vorhergehenden Abschnitt dargestellten Kennwerte berechnen lassen.

2.5.1 Synthetische Wöhlerlinien

Auf Basis einer statistischen Auswertung von über 600 Wöhlerlinien nach den Größen

- Spannungskonzentrationsfaktor K_t
- Spannungsverhältnis R
- Zugfestigkeit σ_B
- Streckgrenze $\sigma_{p0.2}$

bestimmten *Hück et al.* [60] korrelative Zusammenhänge der beschriebenen Kennwerte von Wöhlerlinien mit den obengenannten Größen. Das Schema des Modells ist in Diagrammform in der Abbildung B.1 mit den entsprechenden Referenzen dargestellt. Im wesentlichen findet dieses Modell auch heute noch Anwendung.

Die hier zur Anwendung kommenden Gleichungen geben allerdings primär einen empirisch ermittelten Zusammenhang wieder, der nicht direkt mit werkstoffphysikalischen Erklärungen deutbar ist.

In Anlehnung an die Arbeit von [60] versuchte [9] das Modell aus dem vorherigen Abschnitt zu verfeinern. Das Konzept ist in den Abbildungen B.2 und B.3 im Anhang dargestellt.

2.5.2 Wöhlerlinienmodell nach Eichlseder

Um die gesamte in einem Bauteil auftretende Spannungsverteilung, die mittels FE-Berechnung ermittelt wird, in die Schädigungsrechnung einfließen zu lassen, schlug *Eichlseder* [36] eine vom relativen Spannungsgradienten χ abhängige Beschreibung der Wöhlerlinie vor, da dieser überall im Spannungsfeld gut bestimmbar ist. Er leitete eine allgemeine Beziehung für die Steigung k der Zeitfestigkeitsgeraden ab und erhielt die folgende Gleichung

$$k = \frac{k_1 - k_2}{\left(\frac{1+2\chi^{*1.2}}{1 + \left(\frac{\sigma_{bw}}{\sigma_{zdw}} - 1\right) \cdot \left(\frac{\chi^*}{\frac{\chi^*}{2}}\right)^v} \right)^{k_3} - 1 + \frac{1}{F_0}^2} + k_2 \quad (2.3)$$

wobei k_1 der Neigung der Wöhlerlinie bei ungekerbter Probe, k_2 der Grenzneigung der Wöhlerlinie bei stark gekerbter Probe und k_3 einen Werkstoffparameter darstellt. Für die Werte von k_1 bis k_3 werden folgende Werte angegeben:

	Stahl	Stahlguss	Grauguss
k_1	15	11.5	10
k_2	3	6	2.5
k_3	2	4	2

Tabelle 2.1: Parameter für Gleichung 2.3

Die Konstanten k_1 und k_2 stellen jeweils die extremsten Werte für den jeweiligen Werkstoff dar und werden bei ungekerbter Probe bzw. sehr stark gekerbter Probe erreicht.

Kapitel 3

Einflüsse auf die Wöhlerlinie

3.1 Allgemeines

Die Eigenschaften eines Bauteils werden während seiner Konstruktion und Fertigung definiert. Daraus ergeben sich eine Vielzahl von Einflüssen auf die Wöhlerlinie, die in der nachfolgenden Abbildung 3.1 zusammenfassend dargestellt sind und in den weiteren Abschnitten dieses Kapitels hinsichtlich der Ergebnisse aus der Literatur behandelt werden. Es handelt sich dabei um Einflüsse, deren Ursachen sich in den sechs Kategorien

- Belastung
- Werkstoff
- Konstruktion
- Halbzeug
- Fertigteil
- Umgebung

zusammenfassen lassen. Eine vollständige Abgrenzung der einzelnen Einflüsse voneinander ist nicht möglich, da sich eine Vielzahl von Interaktionen ergeben, dargestellt dadurch, dass sich die Wirkung der Parameter über mehrere Einflussarten erstrecken können.

Eine mögliche Folge davon ist, dass sich bei alleiniger Berücksichtigung eines separierten Einflusses und der daraus resultierenden theoretischen Verbesserung der zyklischen Festigkeit des Bauteils ein anderer Einfluss zu einer Verschlechterung führen kann, welche die Verbesserung betragsmäßig überwiegt.

Aus diesem Grund ist dem Größeneinfluss als Hauptthema der vorliegenden Arbeit in den folgenden Abschnitten zwar der meiste Raum gewidmet, allerdings vor dem Hintergrund weiterer aus der Literatur und Erfahrung bekannter Einflüsse.

Einflüsse aus der Belastungsreihenfolge, der Regelmäßigkeit der Belastung sowie der Umgebungsbedingungen werden in der vorliegenden Arbeit nicht behandelt und sind daher bezüglich ihrer Wirkung nicht erwähnt.

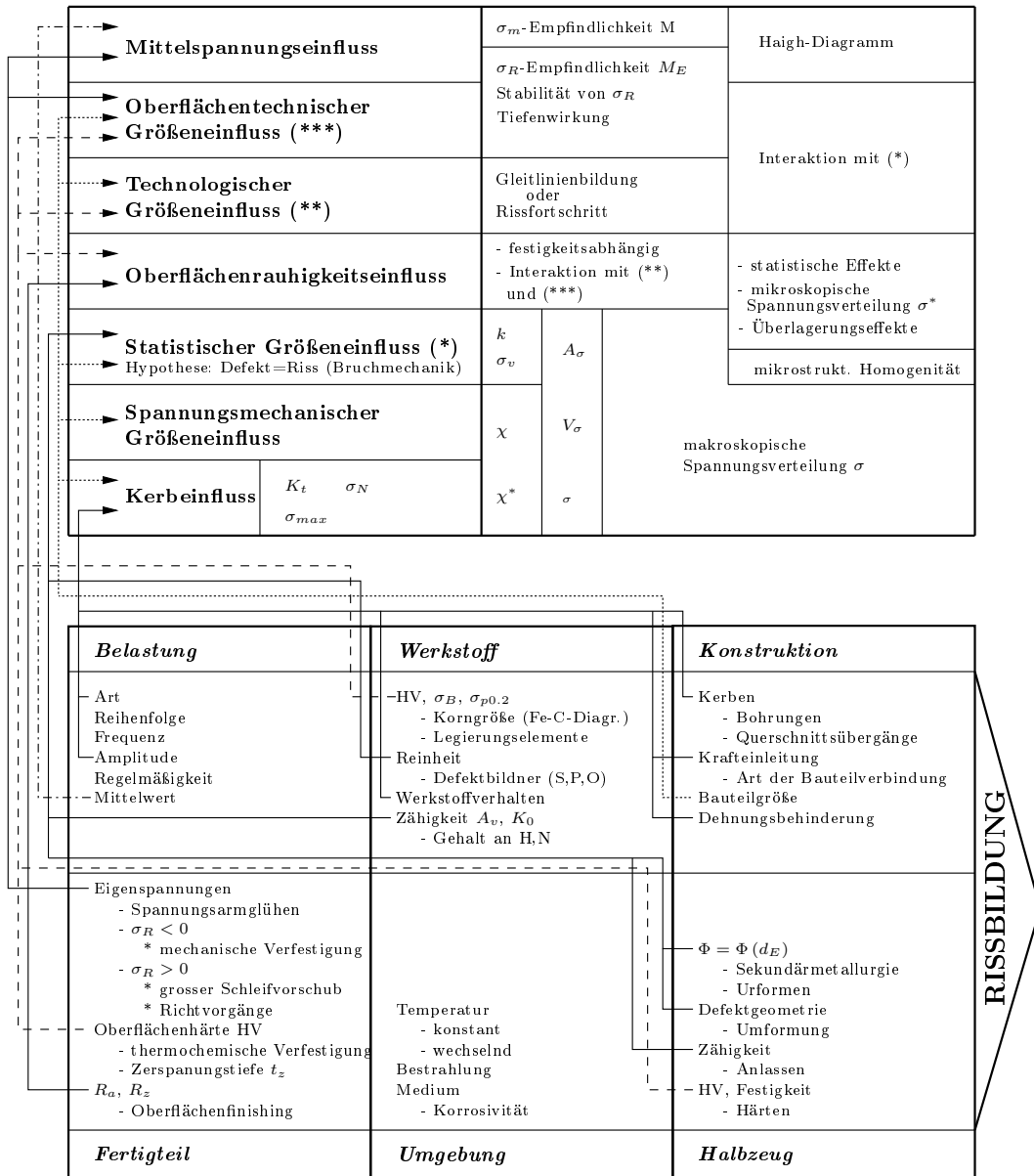


Abbildung 3.1: Fischgrätendiagramm für Rissbildungsursachen

3.2 Makroskopische Spannungsverteilung - elastisches Werkstoffverhalten

3.2.1 Spannungsgradient χ^* , Nennspannung σ_N , Formzahl K_t

Formkerben sind wesentliche Bestandteile einer Konstruktion und bewirken eine Änderung des Kraftflusses, wobei die örtliche Spannung erhöht wird. Man spricht daher von einer SpannungsKonzentration, welche bei einfachen Geometrien durch die folgenden drei Größen beschrieben werden kann:

- Nennspannung σ_N als die Spannung der ungekerbten mit äquivalenter Querschnittsfläche und Belastung
- Formzahl K_t als dem Verhältnis der maximalen Kerbspannung $\sigma_{k,max}$ zur Nennspannung σ_N
- bezogener Spannungsgradient χ^*

Die folgende Abbildung 3.2 zeigt die drei Begriffe schematisch für eine Halbkreiskerbe.

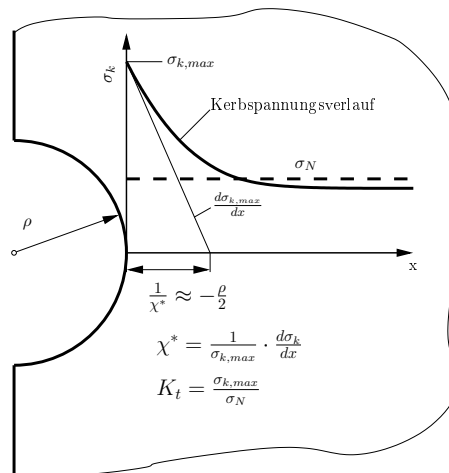


Abbildung 3.2: Definition von bezogenem Spannungsgradient χ^* und Formzahl K_t an einer Halbkreiskerbe

Die Bestimmung von K_t und χ^* erfolgt entweder mittels analytischer Gleichungen bzw. Näherungsformeln, welche in großer Zahl in der Literatur zu finden sind (z.B. [130, 45] oder mittels der FEM. In der Literatur finden sich für χ^* auch experimentelle Bestimmungsmöglichkeiten [168], die allerdings sehr selten zum Einsatz kommen.

Zu beachten ist, dass eine Nennspannung und damit die Formzahl K_t im Fall des realen Bauteils meist sehr schwierig zu bestimmen ist, während der bezogene Spannungsgradient überall einfach darzustellen ist. Außerdem gibt K_t lediglich eine Auskunft über die punktuelle Spannungsüberhöhung an der Oberfläche und ist somit eine 0-dimensionale Größe, während der bezogene Spannungsgradient eine lineare bzw. eindimensionale Größe darstellt und daher mehr Information über den Spannungszustand im Bauteil bzw. in der Probe liefert.

Beiden Größen ist ein Nachteil gemein. Aufgrund des dreidimensionalen Spannungszustandes an Kerben müssen sie immer mit einer Vergleichsspannung σ_v ermittelt werden, die auf einer Festigkeitshypothese beruhen und somit - je nach Wahl der Hypothese - bereits einen Freiheitsgrad in die Berechnung einbringen.

3.2.2 Kerbwirkung, Mikrostützwirkung

Spannungsberechnungen auf Basis der Strukturmechanik gehen von einem isotropen Werkstoff aus, d.h. die zur Berechnung des Spannungsgradienten herangezogene Länge Δx ist

wesentlich größer als die durchschnittliche Korngröße d_K als charakteristische Gefügedimension und die mechanischen Eigenschaften der einzelnen Körner treten zugunsten durchschnittlicher Größen des makroskopischen Werkstoffes in den Hintergrund. Insbesondere bei scharfen Kerben mit hoher Spannungskonzentration und steilem Spannungsgradienten erstreckt sich ein großer Teil der Spannung allerdings auf sehr kleine Volumenebereiche, sodass diese Voraussetzung nicht mehr stimmt und die Festigkeitseigenschaften der einzelnen Körner wieder zum Tragen kommen. Diese sind teils wesentlich stärker als der gesamte Werkstoff, da Einflüsse von Gefügedefekten geringer werden. Es kommt zu Effekten wie

- Mikrofließen in den Körnern
- Spannungsumlagerung von stärkeren auf schwächere Körner (Spannungsmittelung)
- Spannungsumlagerung von höher beanspruchten auf benachbarte, geringer beanspruchte Werkstoffbereiche (Spannungsmittelung)

sodass die theoretisch berechnete Spannungsspitze teils wesentlich über der tatsächlichen liegt (Mikrostützwirkung).

3.2.3 Kerbwirkungszahl K_f , Stützziffer n , Kerbempfindlichkeit q

Um den im vorhergehenden Abschnitt beschriebenen Effekt auch in Berechnungen einfließen lassen und trotzdem mit der linearelastisch berechneten Spannungsverteilung arbeiten zu können, wurde die Kerbwirkungszahl K_f als das Verhältnis der dauerhaft ertragenen Spannungsamplitude der ungekerbten Probe zur dauerhaft ertragenen Nennspannungsamplitude der gekerbten Probe eingeführt.

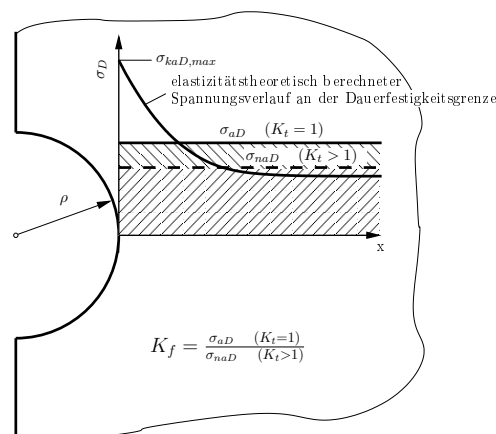


Abbildung 3.3: Definition der Kerbwirkungszahl K_f an einer Halbkreiskerbe

Während K_t eine rein mathematisch bestimmbare Größe darstellt, ist K_f von einer Vielzahl von Faktoren abhängig. Diese sind insbesondere

- die Formzahl K_t

- der Werkstoff
- der Festigkeitszustand (HV, σ_B , $\sigma_{p,0.2}$) des Werkstoffes
- der bezogene Spannungsgradient χ^*
- das hochbeanspruchte Werkstoffvolumen V_σ
- die hochbeanspruchte Probenoberfläche A_σ und
- die Beanspruchungsart.

Mit der Stützziffer n wird nun die mögliche dauerhaft ertragbare Kerbspannungsamplitude gegenüber der dauerhaft ertragbaren Spannungsamplitude der ungekerbten Probe beschrieben. Sie wird als

$$n = \frac{\sigma_{kaD}}{\sigma_{aD}} = \frac{K_t}{K_f} \quad (3.1)$$

beschrieben. Insbesondere im angloamerikanischen Raum wird die Kerbempfindlichkeit q (auch mit η_k bezeichnet) als mathematische Beschreibungsgröße der Stützwirkung herangezogen (z.B. [123, 124]). Sie definiert sich als

$$q = \frac{K_f - 1}{K_t - 1} \quad (3.2)$$

und ist abhängig von

- Werkstoff
- bezogenem Spannungsgradient χ^*
- hochbelastetem Werkstoffvolumen V_σ
- hochbelasteter Probenoberfläche A_σ und
- Beanspruchungsart.

3.2.4 Berechnungsansätze nach dem Modell der Spannungsmittelung

In der Literatur werden verschiedene Ansätze aufgelistet, um die im vorherigen Abschnitt dargestellten Zusammenhänge in Form von mathematischen Beziehungen darzustellen. Gute Zusammenstellungen findet man bei *Jaenicke* [73] und *Yao* [194]. Alle Autoren versuchen, den spannungsmechanischen (=geometrischen) Größeneinfluss aufgrund seiner Interaktion mit dem Kerbeinfluss in die Darstellung der Stützwirkung einfließen zu lassen. Es können sieben Modelltypen unterschieden werden, wobei sich diese primär durch ihren Gültigkeitsbereich unterscheiden.

1. Die ältesten Ansätze enthalten einen Parameter und eine Variable der Form

$$n, q, \eta_k = f(\rho, C_{Werkstoff}) \quad (3.3)$$

und wurden in unterschiedlichen Formen unter anderem von *Neuber* [130, 129], *Peterson* [139], *Kuhn* [92], *Heywood* [70] und *Bollenrath et al.* [13, 14, 15] vorgeschlagen. *Moore et al.* [121] zeigten anhand von Versuchen nach *Peterson*, dass die Dauerfestigkeit geometrisch ähnlicher Stäbe dann gleich ist, wenn auch das Verhältnis der Korngröße gleich bleibt. Vergleichende Untersuchungen (siehe *Buch* [21], *Kloos et al.* [84, 86, 87] weisen diesen Ansätzen allerdings keine ausreichende Wiedergabe des Größeneinflusses zu.

2. Der erste Ansatz, mit dem die Dauerfestigkeit von glatten Proben unter Umlaufbiegebelastung berechnet werden konnte, geht auf *v. Philipp* und *Peterson* [124] zurück und hat die Form

$$n = f(d, \sigma_{zdw}, C_{Werkstoff}) \quad (3.4)$$

Die Zug-Druck-Wechselfestigkeit σ_{zdw} wird als zweiter Werkstoffkennwert eingeführt. $C_{Werkstoff}$ hat wieder die Dimension einer Länge und stellt jene Schichtdicke an der Werkstückoberfläche dar (Schichtdickenansatz, siehe *Radaj* [141]), in der die ertragbaren Spannungen aufgrund von günstigen, bearbeitungsbedingten Druckeigenstressspannungen die Zug-Druck-Wechselfestigkeit σ_{zdw} überschreiten können. Eine andere Deutung entspricht der *Neuber*'schen Gefügelänge. *Buch* [20, 21] setzte diesen Ansatz zur Beschreibung der Versuchsergebnisse von *Ouchida* [134] ein und erreichte für die angenommenen Werte gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Modell. Er weist darauf hin, dass diese Schichtdicke bei Stahl niemals größer als 1mm sein kann und steht demnach im Widerspruch zu Aussagen von *Grover*, der Werte zwischen 0.25 und 2.5 mm angibt. *Heywood* (zitiert in [136]) gibt einen sehr ähnlichen Ansatz auch für gekerbte Teile an, indem er statt des Durchmessers den Kerbradius ρ berücksichtigt, verliert dabei aber den Bezug zur Gesamtgröße. *Buch* [21] schlägt auf Basis des *Peterson*'schen Ansatzes ein Modell mit zwei Parametern der Form

$$n = f(\rho, C_{Werkstoff,1}, C_{Werkstoff,2}) \quad (3.5)$$

vor, das die Berechnung des Größeneinflusses auch bei gekerbten Teilen unter Zug-Druck- und Biegebelastung erlaubt, da die beiden Werkstoffkonstanten als größenunabhängig angesehen werden.

3. Den Umstand der mangelnden Universalität der Ansätze 1.) und 2.) versuchten *Moore et al.* [124] durch eine Zusatzhypothese zu kompensieren, indem sie eine Ersatzkerbe berücksichtigten, welche die innere Kerbwirkung des Werkstoffes mit einbezieht. Der Fall des glatten Probestabes ist somit auf jenen des gekerbten Probestabes zurückgeführt. Das aufwendige Verfahren zur Bestimmung von drei Werkstoffgrößen

führte aber dazu, dass *Petersen* [136] basierend auf dem Ansatz von *Heywood* ein Modell der Form

$$n = f(\chi^*, C_{\text{Werkstoff}}) \quad (3.6)$$

herleitete, das auf der Theorie der Ersatzkerbe beruht und aufgrund des Fehlens einer absoluten Probendimension sowohl für gekerbte als auch für glatte Teile einsetzbar ist. Der bezogene Spannungsgradient wird in diesem Fall über den Kerbradius ρ hergeleitet. Eine ähnliche Formel wird von *Dietmann* [30, 116] angegeben.

Eine Weiterentwicklung der Ersatzkerbe erfolgte durch *Siebel* und *Stieler* [157, 169, 152]. Sie stellten zwar einen sehr ähnlichen Ansatz auf, wiesen aber ausdrücklich darauf hin, dass das bezogene Spannungsgefälle eine durchaus notwendige Größe zur Darstellung des Größeneinflusses repräsentiert. Die von ihnen eingeführte Werkstoffkonstante s_g ist die Gleitschichtbreite und als solche abhängig von der Streckgrenze $\sigma_{p0.2}$ des Werkstoffes. Mit der Gleitschichtbreite ist damit auch wieder ein Bezug zur Aussage von *Thum et al.* [180] hergestellt, der die maximale Schubspannung τ_{max} für die Gleitung im Kristallit verantwortlich machte.

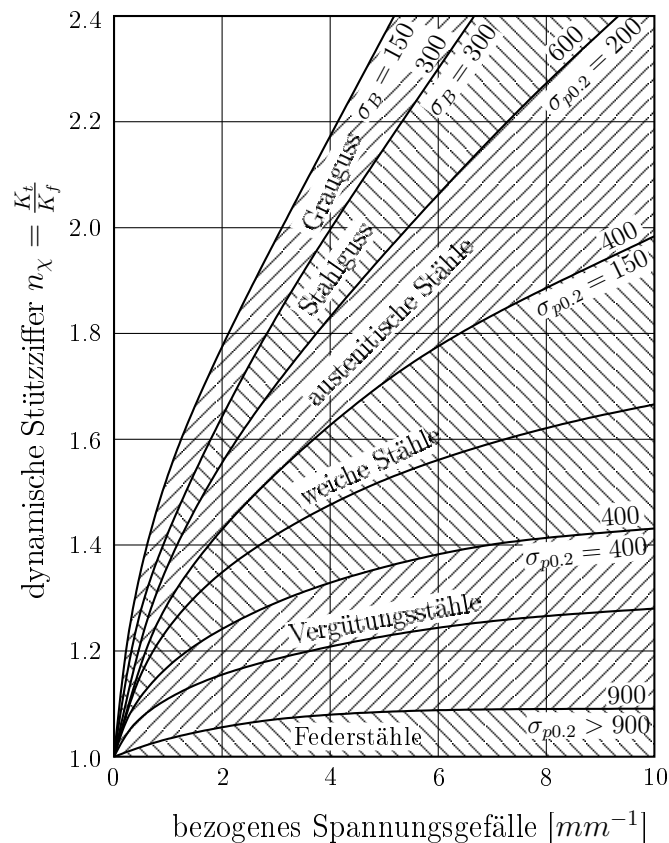


Abbildung 3.4: Dynamische Stützwirkung nach *Siebel* und *Stieler* [157, 169]

4. Der „Ersatzkerbe“ verwandt ist auch Ansatz zur Mikrostützwirkung von *Neuber*

[129, 128, 115], in dem der reale Kerbradius durch eine fiktive Werkstoffstrukturlänge ρ^* auf einen fiktiven Kerbradius ρ_F vergrößert wird:

$$\rho_F = \rho + s \cdot \rho^* \quad (3.7)$$

Der Faktor s ist hierbei von der Belastungsart und der Festigkeitshypothese abhängig und wurde von *Neuber* in Form von Diagrammen angegeben. Es ist jedoch festzuhalten, dass der sich ergebende reduzierte Kerbfaktor $\bar{\alpha}$ einen festigkeitsbezogenen Parameter darstellt und keinen spannungsmechanischen Parameter [73]. Über den Ausrundungsradius ρ wurde schließlich direkt auch auf die Spannungsverteilung Einfluss genommen.

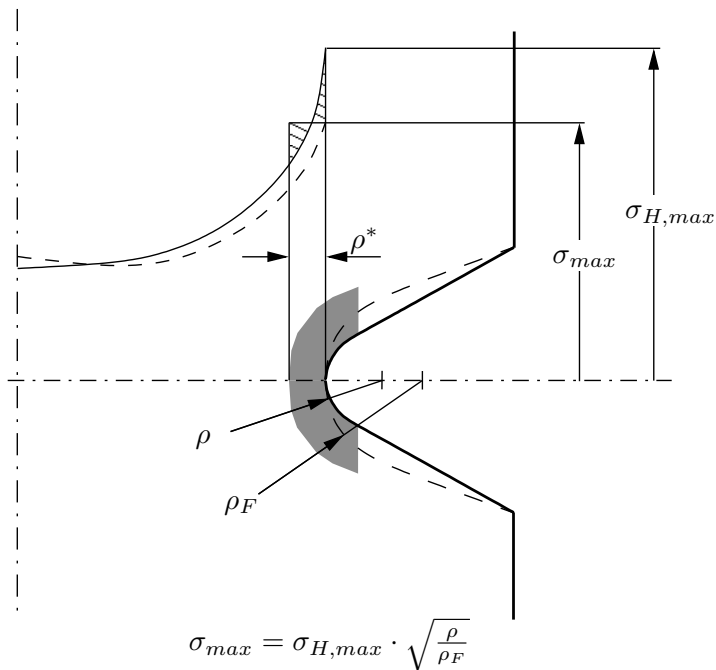


Abbildung 3.5: Mikrostützwirkungstheorie nach *Neuber* [129, 128, 130]

5. In Anlehnung an das Modell von *Siebel et al.* entwarfen zuerst *Kloos* [82] und dann *Hück et al.* [60] Modelle, die zwar eine ähnliche Form haben, aber gänzlich auf empirischen Auswertungen basieren.
6. Einer der jüngsten Ansätze ist jener nach *Eichlseder* [36], welcher den bereits von *Siebel* [152] gezeigten typischen Verlauf der Stützwirkung über den bezogenen Spannungsgradienten χ^* durch zwei Punkte annähert, die im allgemeinen ohnehin von einem in Betracht kommenden Werkstoff bekannt sind. Es handelt sich dabei um die Zug-Druck-Wechselfestigkeit σ_{zdw} mit dem ihr definitionsgemäß zugeordneten Wert $\chi^* = 0 \text{ mm}^{-1}$ bzw. der Biegewechselfestigkeit σ_{bw} mit dem ihr zugeordneten Wert $\chi^* = \frac{2}{d}$. Aus einer Ähnlichkeitsbeziehung bzw. einem Interpolationsansatz folgt dann eine Beziehung der Form

$$n = f(\sigma_{zdw}, \sigma_{bw}, \chi^*, C_{Werkstoff}) \quad (3.8)$$

wobei der Werkstoffparameter – ebenso wie bei *Hück et al.* [60] – im Exponenten steht.

7. In der FKM [46] (siehe auch [131]) wird ein auf dem bezogenen Spannungsgradienten basierender Stützwirkungsansatz angegeben, der die Stützbeträge für unterschiedliche Beanspruchungsfälle separat berücksichtigt. So kommt zum Beispiel für Biegung nur der bezogene Spannungsgradient für Zug-Druck-Belastung zur Anwendung, während die Berücksichtigung des aus der Belastungsart resultierenden Spannungsgradienten durch den Ansatz

$$n = n(r) \cdot n(d) \quad (3.9)$$

berücksichtigt wird.

3.2.5 Berechnungsansätze nach dem Modell der Spannungsfeldintensität

Mikro- und makroskopische Untersuchungen der Schädigungsvorgänge bei zyklischer Beanspruchung von Werkstoffen zeigten, dass die Schadensakkumulation im Bereich mehrerer Gefügekörner und die Dauerfestigkeit von Strukturen nicht allein von der Maximalspannung am Kerbgrund, sondern auch von der Spannungsfeldintensität der Schädigungszone abhängen. *Yao et al.* [194] entwickelten einen Ansatz, der die Spannungsfeldintensität mittels einer Gewichtungsfunktion $\phi(\vec{r})$ über den als Materialkonstante angenommenen Schädigungsbereich Ω auswertet. Für die Kerbwirkungszahl K_f wird eine Gleichung der Form

$$K_f = \frac{S_{D,K_t=0}}{S_{D,K_t>0}} = \frac{1}{V} \cdot \int_{\Omega} f(\bar{\sigma}_{ij}) \cdot \phi(\vec{r}) dV \quad (3.10)$$

erhalten. Der Spannungsmittelungsansatz kann dann als Spezialfall des vorliegenden Modells aufgefasst werden, indem statt einer volumetrischen Auswertung eine Mittelung über eine Länge vorgenommen wird. Als Gewichtungsfunktion wird von *Yao et al.* der folgende Ansatz gewählt,

$$\phi = 1 - \chi r (1 + \sin\alpha) \quad (3.11)$$

für den in Experimenten eine bessere Vorhersagegenauigkeit erhalten wurde und durch den das Naheverhältnis zu den Spannungsmittelungsansätzen des vorherigen Kapitels dokumentiert wird.

3.3 Makroskopische Spannungsverteilung - plastisch

Bereits unterhalb der Dauerfestigkeitsgrenze ist das Werkstoffverhalten nicht mehr rein elastisch. Es treten vielmehr bereits in verstärktem Ausmaß plastische Dehnungen auf, welche die elastische Spannungsverteilung verändern und die Maximalspannungen auf größere Bereiche der Probe verteilen. Die Folge ist eine niedrigere Maximalspannung (siehe Abbildung 3.6, aber ein größerer hochbeanspruchter Bereich und somit ein erhöhte Wahrscheinlichkeit zur Rissbildung, da die auf einzelne Körner beschränkten Mikroplastizitäten bei rein elastischer Beanspruchung nun auf makroskopische Werkstoffbereiche ausgedehnt sind.

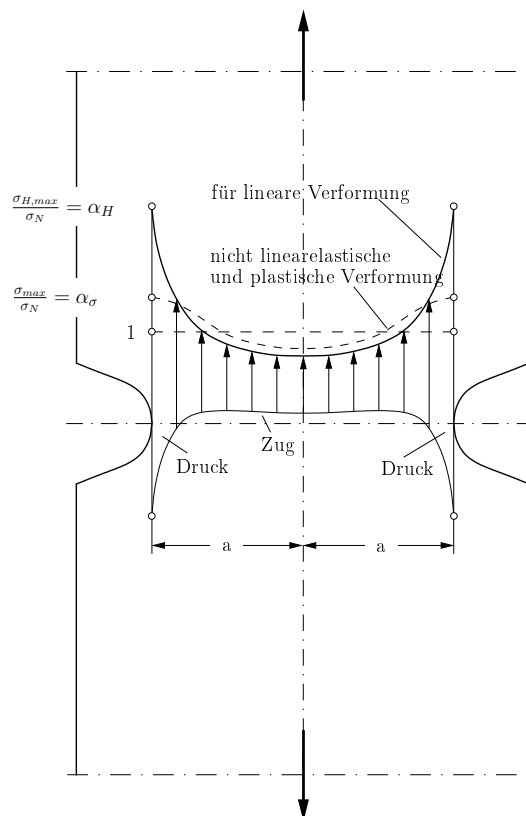


Abbildung 3.6: Plastische Spannungsverteilung und Ausbildung von Eigenspannungen nach Entlastung bei einer gekerbten Probe unter Zug-Beanspruchung [129]

Weiters ergibt sich nach einmaliger Belastung über die Proportionalitätsgrenze hinaus nach Belastungsumkehr ein Eigenspannungsprofil im Querschnitt, das den Spannungsverlauf für die weiteren Schwingspiele beeinflusst und sich in weiterer Folge wie eine Mittelspannung verhält.

3.3.1 Makrostützwirkung - Berechnungsansätze

Aufgrund der Tatsache, dass die Spannungen auf grosse Bereiche im Kerbgrund verteilt werden, entwickelte *Neuber* [129] die Makrostützwirkungstheorie, über die das Aus-

maß der plastischen Spannungsumlagerung im Kerbgrund ermittelt wird. Ursprünglich für überelastische, nichtlineare Beanspruchungen von auf Schub beanspruchten Parabelkerben eingeführt, wird sie heute auch auf beliebig beanspruchte Kerbgeometrien angewandt. Aus ihr entstand die sogenannte NEUBER-Formel

$$K_t^2 = K_\sigma \cdot K_\epsilon \quad (3.12)$$

die entsprechend Abbildung 3.7 den Zusammenhang zwischen der Spannungsformzahl K_σ , der Dehnungsformzahl K_ϵ und der linearelastischen Formzahl K_t angibt.

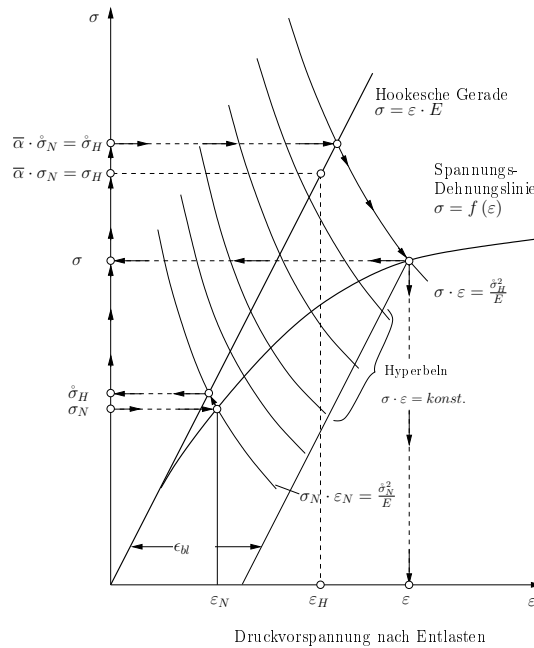


Abbildung 3.7: Makrostützwirkung nach [129]

Andere gängige Berechnungsansätze sind die Formel nach *Dietmann* [29] und *Saal* [142]

$$\epsilon = \left(\frac{\sigma}{E} \right) \cdot \left(\frac{K_p - 1}{K_p - \frac{K_t \cdot S}{\sigma}} \right) \quad \text{mit} \quad K_p = \frac{S_p}{S_F} \quad (3.13)$$

bzw. nach *Seeger* und *Beste* [150, 10]

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} \cdot \left[\frac{S^2 \cdot K_t^2}{\sigma^2} \cdot \frac{2}{u^2} \cdot \ln \left(\frac{1}{\cos u} \right) + 1 - \frac{S \cdot K_t}{\sigma} \right] \cdot \frac{e^* \cdot E}{S^*}$$

$$u = \frac{\pi}{2} \cdot \frac{S \cdot K_t}{K_p - 1} \quad S^* = S \cdot \frac{K_t}{K_p} \quad e^* = g(S^*)$$

welche gegenüber dem Ansatz nach *Neuber* eine höhere Genauigkeit aufweist [47]. Weitere Näherungsgleichungen findet man bei *Bergmann* und *Beste* [8].

Eine Modifikation des *Neuber*'schen Ansatzes schlugen *Ye et al.* [195] auf Basis einer

energetischen Betrachtung vor und erhielten so einen Ansatz für den Kerbwirkungsfaktor K_f der Form

$$K_f = \frac{K_t}{\sqrt{1 + \frac{1-n'}{1+n'} \cdot \frac{1}{1 + \frac{\Delta \epsilon \epsilon}{\epsilon_p}}}} \quad (3.14)$$

welcher für Versuchsergebnisse von verschiedenen metallischen Werkstoffen ausgewertet wurde, allerdings ähnlich wie *Neuber* deutlich konservative Ergebnisse liefert. Für den Kurzzeitfestigkeitsbereich verwenden *Bentafiche et al.* [6] einen volumetrischen Ansatz für die Dehnungsenergiegedichte und erhalten ähnliche Ergebnisse wie nach dem Ansatz von *Ye et al.*

3.4 Makroskopische Spannungsverteilung - Riss

Risse gehören zum immanenten Charakter von Werkstoffen, sodass ihr Verhalten die Grundlage eines großen Forschungsgebietes bildet - der Bruchmechanik. Ziel ist die Entwicklung von Rissfortschrittsgesetzen und Angabe von Inspektionsintervallen bzw. der Dauerfestigkeit des Materials.

Wesentlicher Teil einer solchen Studie ist die Identifikation der dominanten Hauptglieder des asymptotischen Spannungsfeldes an der Risspitze. Auf Basis elastizitätstheoretischer Methoden berechnete Spannungsverteilungen weisen an der Risspitze eine in Abbildung 3.8 schematisch dargestellte Spannungssingularität auf, die vom Werkstoff durch Plastifizieren abgebaut wird siehe (z.B. [171, 141, 55]). Werden linearelastische Bedingungen vorausgesetzt, so lässt sich das Spannungsfeld durch den Spannungsintensitätsfaktor K bzw. bei zyklischer Belastung die Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors ΔK

$$K = Y(a) \cdot \sigma_{y,\infty} \cdot \sqrt{\pi a}$$

beschreiben. Bei größeren Plastifizierungen ist hingegen die elastisch-plastische Bruchmechanik mit den Parametern „Crack Tip Opening Displacement (CTOD)“ oder J-Integral einzusetzen.

Je nach Größe r_p dieser Plastizität im Verhältnis zur Risslänge a zeigt der Riss unterschiedliches Verhalten hinsichtlich seiner Fortschrittsgeschwindigkeit $\frac{da}{dN}$, dargestellt in der folgenden Abbildung 3.9. Deutlich erkennbar ist eine Risslänge a , die das Gebiet in zwei Bereiche teilt:

- den Kurzrisbereich links, der sowohl abfallende als auch ansteigende Rissfortschrittsraten enthält
- den Langrisbereich, in dem die Rissfortschrittsrate immer stetig ansteigt.

Ein Unterschied besteht außerdem im Schwellenwertverhalten kurzer und langer Risse. Während der Schwellenwert ΔK_0 langer Risse für ein gegebenes Material konstant ist – für einen unlegierten bzw. niedriglegierten Stahl beträgt er z.B. ca. $4 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ – ist bei kurzen Rissen dieser Schwellenwert abhängig von der Risslänge [141, 171] und wurde

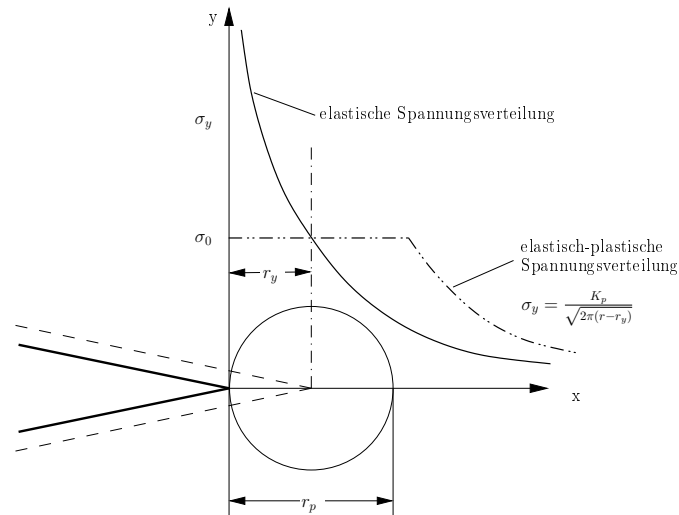


Abbildung 3.8: Schematische Darstellung der Spannungsverteilung an der Rissspitze

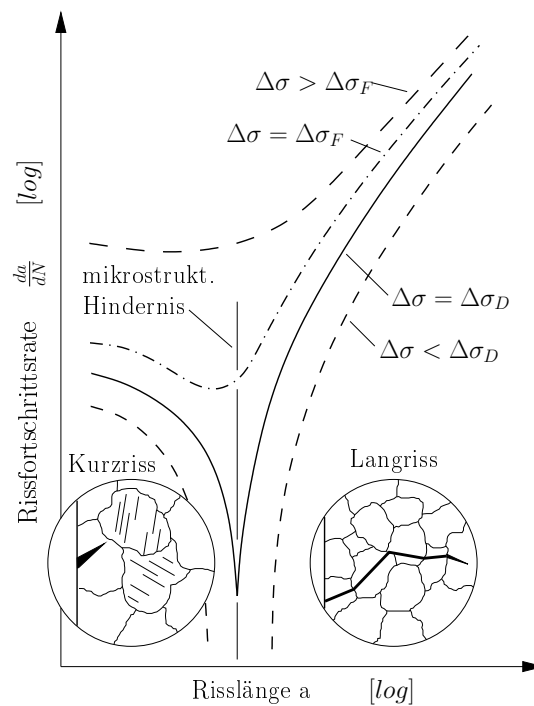


Abbildung 3.9: Abgrenzung zwischen Kurz- und Langrissen nach ihrem Rissfortschrittsverhalten nach [93]

von *Kitagawa* und *Takahashi* [79] in einer einheitlichen Darstellung zusammengefasst (Abbildung 3.10). Dementsprechend ist das gesamte Gebiet in folgende drei Bereiche eingeteilt:

- Mikrostrukturell kurze Risse (Risstadium I): Ausschlaggebend ist der Abstand d

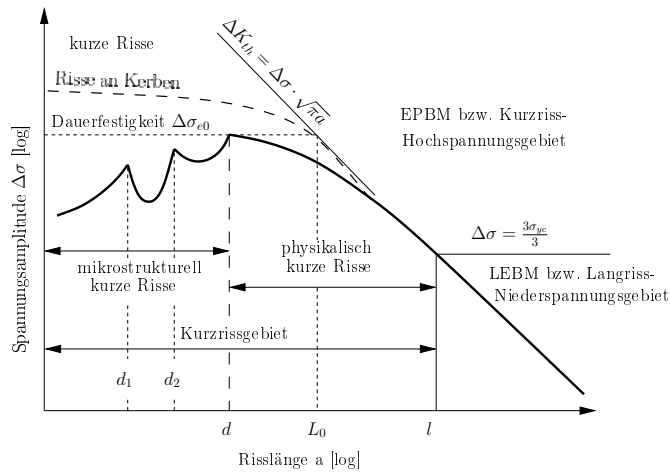


Abbildung 3.10: Abhängigkeit des Schwellenwertes bei abnehmender Risslänge nach Kitagawa-Takahashi [119, 120]

zwischen mikrostrukturellen Barrieren (Korngrenzen, Poren, Gefügeeinschlüsse) für Mikrorisse, die bereits unterhalb der Dauerfestigkeitsgrenze entstehen können, aber nur bei steigender Spannung fortschreiten. Es existiert noch kein Riss-schließeffekt, der Riss wird als während des gesamten Schwingspieles offen angesehen. Die Riss-spannung ist sehr hoch.

- Kontinuumsmechanisch kurze Risse (Risstadium II): Der Riss hat bereits mehrere Körner erfasst und besitzt eine Länge von ca. $d < a < 10d$. Ab diesem Stadium entwickelt sich der Riss-schließeffekt, die Riss-spitzenfelder müssen aufgrund der geringen Größe allerdings nach der EPBM beschrieben werden. Die Riss-spannung nimmt ab.
- Lange Risse: Das Schwellenwertverhalten wird durch einen konstanten Wert ΔK_0 , der durch den voll ausgeprägten Riss-schließeffekt bestimmt wird, beschrieben. Die Riss-spannung ist vergleichsweise gering. Die Beschreibung des Fortschrittverhaltens erfolgt nach der LEBM.

Der Rissfortschritt $\frac{da}{dN}$ lässt sich durch die Paris-Erdogan-Gleichung

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^m$$

darstellen und gibt den logarithmisch-linearen Teil nach Abbildung 3.11 wieder, sodass die nützliche Betriebszeit bis zum Totalversagen vorhersagbar ist. Diese Gleichung gilt streng genommen nur für lange Risse, bei denen die Rissfortschrittsgeschwindigkeit unabhängig von der Risslänge selbst ist. Sie wird allerdings auch für kurze Risse in entsprechend abgewandelter Form und unter Einbeziehung der relevanten Größen verwendet.

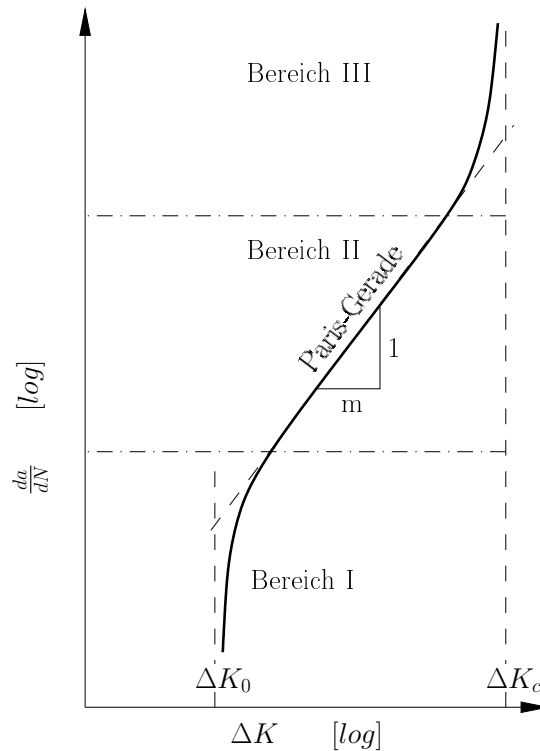


Abbildung 3.11: Abhängigkeit der Rissfortschrittsgeschwindigkeit vom Spannungsintensitätsfaktor

3.4.1 Berechnungsansätze für den Schwellenwert

Grundlegende Ansätze zur analytischen Darstellung des Kitagawa-Takahashi-Diagramms findet man bei *Tanaka et al.* [176, 174], *Fujimoto et al.* [49], *Topper et al.* und *El Haddad et al.* [182, 183, 41], *Smith et al.* [158, 159], *Dowling* [33] sowie *Ting et al.* [181]. Die meisten beinhalten einen charakteristischen Längenparameter, der in Verbindung mit mikrostrukturellen Größen gebracht wird. Einen vereinheitlichten Ansatz schlägt *Taylor* [178] vor, indem er die Spannungsverteilung an einer Risspitze bzw. am Kerbgrund in einem Abstand auswertet und über das Vierfache des Abstandes bzw. über eine Halbkreisfläche mit Radius des doppelten Abstandes mittelt. Eine Erweiterung dieser Ansätze liefern *Murakami* und *Endo* [126, 127] für kleine volumetrische Fehlstellen, indem sie eine Größe \sqrt{area} definieren, mittels der in einem Diagramm ähnlich dem Kitagawa-Takahashi-Diagramm eine lineare Beziehung zur Rissfortschrittsspannung in der Form

$$\sigma_w = \frac{1.43 \cdot (HV + 120)}{\sqrt{area}^{\frac{1}{6}}} \quad (3.15)$$

feststellen. Diese neu definierte Größe stellt hierbei die Querschnittsfläche eines Defektes senkrecht zur Belastungsrichtung dar und lässt sich gleich behandeln wie eine Risslänge.

Beim Übergang von ungekerbten, rissbehafteten Proben zu gekerbten Proben sind zwei Fälle zu unterscheiden [69, 139, 181, 173, 111, 33, 176, 99, 42, 175, 159]:

- Scharfe Kerbe (grosses K_t): Die Dauerfestigkeitsgrenze wird über einen Schwellenwert von ΔK definiert und nicht fortschreitende kontinuumsmechanisch kurze Risse bilden unter der Wirkung eines hohen Spannungsgradienten und der Entwicklung des Rissschliesseffektes.
- Stumpfe Kerben (niedriges K_t): An der Dauerfestigkeitsgrenze bilden sich im Kerbgrund nicht fortschreitende mikrostrukturell kurze Risse. Die Schwellenspannung $\Delta\sigma_0$, die groß genug ist, um den Riss einzuleiten und über die stärkste mikrostrukturelle Barriere zu treiben, reicht auch aus, den Riss bis zum endgültigen Bruch der Probe zu vergrößern.

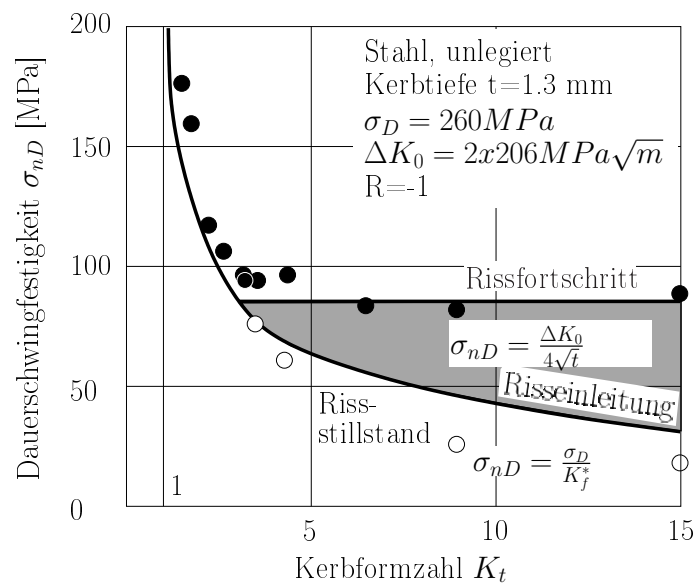


Abbildung 3.12: Verhalten kurzer Risse bei unterschiedliche Spannungskonzentration nach [159]

Beide Fälle sind in der Abbildung 3.12 dargestellt. Auf der Grundlage ähnlicher bruchmechanischer Überlegungen definierten *Lukas et al.* [98] eine „Eigenrisslänge a^* “ bzw. einen kritischen Kerbradius ρ_0 und gaben die folgende Beziehung für die Stützziffer n an,

$$n = \sqrt{1 + \frac{4.5 \cdot \rho_0}{\rho}} \quad (3.16)$$

die nur eine geringe Abhängigkeit vom Spannungskonzentrationsfaktor K_t aufweist und das Stützwirkungsdiagramm nach *Siebel* und *Stieler* wiedergibt (siehe Abbildung ??). Eine fortführende Arbeit [99] führte zur Beziehung

$$\sigma_{c,Kerbe} = \sigma_c \quad \text{bei} \quad \rho \leq \rho_0$$

$$\sigma_{c,Kerbe} = \sigma_c \cdot \frac{\sqrt{1 + \frac{4.5 \cdot l_c}{\rho}}}{K_t} \quad \text{bei} \quad \rho > \rho_0$$

Den Einfluss unterschiedlicher mikrostruktureller Barrieren untersuchte und modellierte *Chapetti et al.* [25, 24] anhand dreier Stahlmikrostrukturen. Sie geben eine qualitative Aussage über die Möglichkeiten zur Anhebung der Dauerfestigkeit gekerbter Bauteile nach Abbildung .

Im Bereich der kontinuumsmechanisch kurzen Risse sind hohe Spannungen nötig, um einen Riss wachsen zu lassen. In diesem Bereich verliert die LEBM ihre Gültigkeit und elastisch-plastische Kenngrößen sind zur Beschreibung des Rissverhaltens erforderlich. Beispiele hierfür sind die zyklische Rissöffnungsverschiebung $\Delta\delta$ (Crack Tip Opening Displacement CTOD) aus dem *Dugdale*-Modell [35] bzw. nach *Vormwald* und *Seeger* [172, 189, 188], der zyklische dehnungsbasierte Spannungsintensitätsfaktor ΔK_ϵ und das zyklische J-Integral ΔJ (z.B. [141, 171]). Ein überblicksmäßige Darstellung des Risschließeffektes ist bei *Radaj* [141] zu finden, die genaueren Ableitungen findet man z.B. bei *Vormwald* [188]. Ein Modell zur Darstellung des Schwellenwertes über den Risschließeffekt und Umlagerung von Oberflächendehnungen wird von *Abdel-Raouf et al.* [1] für sowohl ungekerbte als auch gekerbte Bauteile angegeben. Dieselben Autoren fanden in vorhergehenden Publikationen [3, 2], dass auch in ungekerbten Proben an der Oberfläche deutlich größere Dehnungen auftreten, als dies der Nominaldehnung Δe entsprechen würde. Diese Eigendehnung führt zur Bildung einer oberflächenbeeinflussten Zone, dargestellt in Abbildung 3.13.

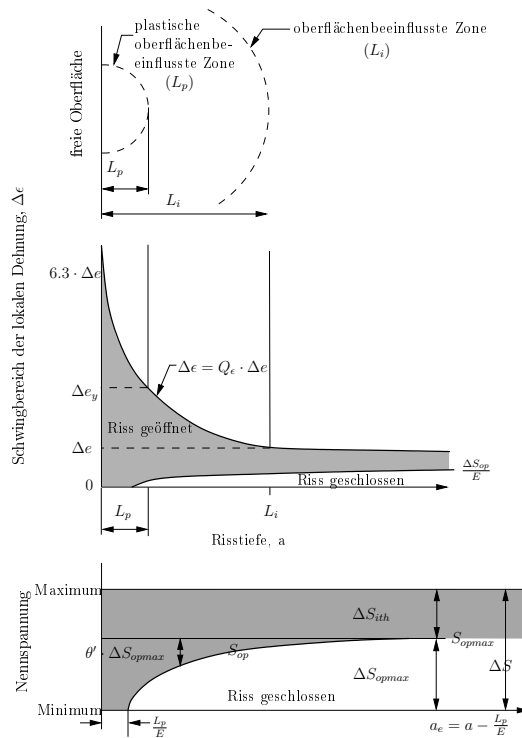


Abbildung 3.13: Oberflächenbeeinflusste Zone, inhärente Dehnungskonzentration und Entwicklung des Risschließeffektes in einer glatten Probe nach [1]

3.5 Mikroskopische Spannungsverteilung

Die mit Hilfe kontinuumsmechanischer Methoden berechnete Spannungsverteilung basiert auf der Annahme eines homogenen, isotropen Werkstoffes, die nicht zutrifft. Die Natur des Werkstoffes ist vielmehr geprägt von Inhomogenitäten, hervorgerufen durch stochastische verteilte

1. Korngrößen
2. Korngitter
3. Einschlüsse, Poren und Lunker.

Der Einfluss des mittleren Korndurchmessers auf die Festigkeit des Werkstoffes wird nach der bekannten Hall-Petch-Gleichung

$$\sigma_y = \sigma_0 + \frac{k_y}{\sqrt{d}} \quad (3.17)$$

zum Ausdruck gebracht. Hinsichtlich der Rissbildung wurde im vorhergehenden Abschnitt bereits der dauerfestigkeitssteigernde Einfluss der mikrostrukturellen Barrieren angesprochen. Sämtliche Stützwirkungskonzepte nach dem Ansatz der Spannungsmittelung stützen sich auf Werkstoffkenngrößen, die diesen Einfluss berücksichtigen sollen. In diesem Abschnitt soll daher auf die Spannungsverteilung von Gefügedefekten, wie Einschlüsse, Poren und Lunker näher eingegangen werden.

3.5.1 Stahlherstellungsprozess

Jedes Bauteil hat eine Herstellungsgeschichte, deren metallurgischer Teil schematisch in Abbildung 3.14 dargestellt ist und welche für die Reinheit und Homogenität des Werkstoffes verantwortlich ist. Diese werden wesentlich von den Erschmelzungs- und Vergießungsbedingungen bzw. der chemischen Zusammensetzung der Schmelze beeinflusst. Je mehr Schmelze aus der Primärmetallurgie über die Erschmelzungsverfahren der Sekundärmetallurgie rezirkuliert wird, desto sauberer und qualitativ hochwertiger ist das entstehende Halbzeug und desto geringer sind die Volumenanteile an Einschlüssen und Poren.

Bei den Einschlüssen unterscheidet man im wesentlichen zwischen den weichen sulfidischen (meist MnS bzw MoS) und den oxidischen Einschlüssen vom silikatischen Typ SiO_2 bzw. vom Tonerdetyp Al_2O_3 . Oxidische Einschlüsse entstehen primär durch endogene Quellen und bilden sich zum überwiegenden Teil während der Abkühlung und Stahlerstarrung, sodass auch modernste Verfahren deren Entstehung nicht ausschließen können [135]. Die Beseitigung der Sulfide wäre denkbar, aber großtechnisch nicht sinnvoll. Es besteht allerdings die Möglichkeit, durch Zugabe schwefelaffiner Elemente (z.B. Cer, Titan) deren Form gezielt zu beeinflussen.

Eine weitere Rolle spielt die Vergießungsart nach dem Blockguss- bzw. dem Stranggussverfahren, da sich unterschiedliche Verteilungen der Einschlüsse über dem Querschnitt ergeben. Ursache hierfür ist die Dichte der Einschlussbildner, welche niedriger ist als jene der Stahlschmelze. Außerdem führen unterschiedliche Erstarrungstemperaturen dazu,

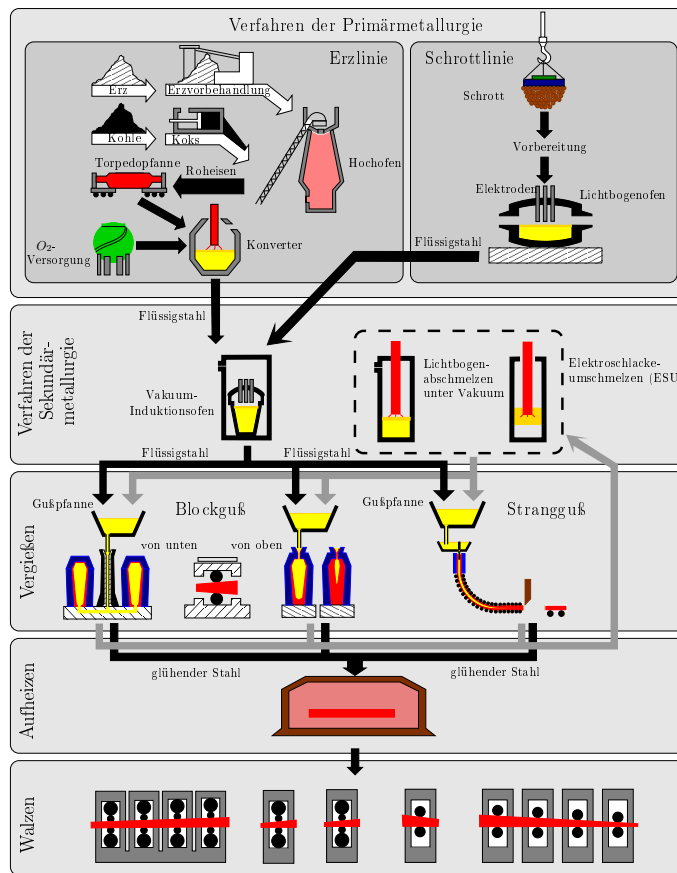


Abbildung 3.14: Produktionsprozess der Stahlherstellung

dass Einschlussbildner vor der Erstarrungsfront hergetrieben werden und primär im Inneren des Halbzeugs erstarren.

Bei Betrachtung von über Blockguss entstandenem Halbzeug ist daher eine symmetrische Konzentrationsverteilung der Einschlüsse zu finden, während bei stranggegossenem Halbzeug diese Verteilung asymmetrisch ist [74, 75].

Bei der weiteren walztechnischen Bearbeitung bleibt die Einschlussverteilung im wesentlichen konstant, die Einschlüsse selbst werden allerdings verformt. Sulfidische Einschlüsse sind in diesem Zusammenhang weich, lassen sich sehr leicht verformen und bilden daher meist in Walzrichtung langgestreckte und quer zur Walzrichtung dünne Zeilen. Je größer das Verhältnis des Durchmessers nach dem Urformen zu jenem des Halbzeugs ist, desto langgestreckter und dünner sind sie. Die harten oxidischen Einschlüsse versuchen hingegen ihre Form und Größe beizubehalten bzw. brechen bei zu großer Belastung spröde, sodass es hier bereits zu einer Rissbildung im Werkstück kommen kann.

Die mikroskopische Bestimmung des Reinheitsgrades erfolgt nach einschlägigen Normwerken (z.B. [166]) und wird an metallographischen Schliften durchgeführt. Es ist allerdings darauf zu achten, dass repräsentative Bereiche untersucht werden und der Probenentnahme großes Augenmerk gewidmet wird [12]. *Sobczyk et al.* [?] wiesen weiters darauf hin, dass Strukturen bei Bilderkennungssystemen verfälscht erkannt werden, sodass sich

Einschlussverteilungen erst über Algorithmen wieder hergestellt werden müssen.

3.5.2 Spannungsverteilung an Einschlüssen von Fremdphasen

Primärphasen wurden in vergangenen Untersuchungen [72, 179, 43, 90] hauptsächlich in Aluminiumlegierungen als Ursache für Rissausgänge beurteilt, es konnte allerdings nicht geklärt werden, ob gebrochene oder ungebrochene Einschlüsse eine schädigendere Wirkung ausüben. Gebrochene Einschlüsse haben meist einen höheren Elastizitätsmodul als die sie umgebende Matrix und brechen während Umformvorgängen in der Halbzeugherstellung.

Melander [112] führte lineare FE-Analysen von Spannungen hervorgerufen von Einschlüssen durch, die an der Oberfläche liegen und diese schneiden und verglich sie mit der Spannungskonzentration an innenliegenden Einschlüssen. Von den in Tabelle 3.1 möglichen Kombinationen von Werkstoffeigenschaften wurden Fall 1 für die vollständige Ablösung und jene der vollständigen Ablösung und Fall 2 und 4 für den Einschluss untersucht.

Fall	Unterschied	Interface	Folge	Beispiel
1	$\alpha_E > \alpha_M$	$\sigma_r > 0, \sigma_t < 0$	mögliche Ablösung, Pore	<i>CaO, MnO, MnS</i>
2	$\alpha_E < \alpha_M$	$\sigma_r < 0, \sigma_t > 0$	Eigenspannung	<i>TiN, Al₂O₃</i>
3	$E_E > E_M$	$\sigma_E > \sigma_M$	Einschlussbruch	<i>Al₂O₃-Stahl</i>
4	$E_E < E_M$	$\sigma_E < \sigma_M$	–	<i>MnS-Stahl</i>

Tabelle 3.1: Mögliche Eigenschaftsunterschiede zwischen Matrix und Einschlüssen und ihre Folgen

Die größte Zugspannung um eine kugelförmige innere Pore und einer halbkugelförmigen Oberflächenpore, die einer einachsigen Belastung ausgesetzt sind, unterscheiden sich nur sehr wenig (4%). Der Maximalwert der Spannung tritt in der Äquatorialebene bei einem ungefähren Wert von $K_t = 2.1$ auf. Ein Einschluss, für den die Bedingung $a_E < a_M$ gilt, ruft Zugspannungen hervor, die um bis zu 40% größer sind, wenn er an der Oberfläche liegt als wenn es sich um einen internen Einschluss handelt. Der Maximalwert der Spannung tritt an der Schnittstelle der freien Oberfläche mit der Einschlussoberfläche auf. Der Spannungsmaximalwert um kugelförmige interne Einschlüsse und halbkugelförmige Oberflächeneinschlüsse unter rein einachsiger Belastung ist sehr ähnlich und tritt am polaren Bereich auf. Dementsprechend wird geschlossen, dass Mikrorisse bei Poren in der Äquatorialebene und bei Einschlüssen in der Polebene auftreten werden.

Der bezogene Spannungsgradient ist in allen Fällen sehr hoch, sodass bereits in einer Entfernung von nur ca. 50% des Einschlussradius von der Einschlussoberfläche gemessen bereits kein merklicher Einfluss mehr vorhanden ist.

Allgemein sind globulare Einschlüsse am gefährlichsten, da sie auf eine hohe Einschluss-härte hinweisen [48]. Die Wirkung unterschiedlichster Formen wird bei *Murakami* [126] dargestellt. Als wesentlichster Parameter wird dennoch die Einschlussgröße angesehen. Ab einer kritischen minimalen Einschlussgröße wird kein schädigender Einfluss sichtbar, wobei dies von der Lage des Einschlusses relativ zur Oberfläche abhängt [34]. Dies ist

analog zur Eigenrisslänge nach *ElHaddad et al.* [41] und *Lukas et al.* [98].

In weiterführenden elastisch-plastischen Berechnungen zeigten *Melander et al.* [114, 113] weiters, dass Poren die höchsten Rissfortschrittskräfte aufweisen, da Risse in der Äquatorialebene in einen Bereich besonders hoher Spannungen fallen. Einschlüsse mit wesentlich geringerem α im Vergleich zur Matrix und dadurch besonders hohem Eigenspannungszustand haben tendenziell geringere Rissfortschrittskräfte, als dies bei geringerem Unterschied der Fall wäre. Dasselbe gilt auch für den Reibungskoeffizienten im Interface zwischen Einschluss und Matrix. Den größten Einfluss hat dennoch die Höhe der angelegten Spannung. Demzufolge sind sulfidische wie auch oxidische Einschlüsse als gleichermaßen gefährlich für das Auftreten von Dauerbrüchen einzustufen.

3.5.3 Oberflächenrauigkeit

Der Einfluss der Oberflächenrauigkeit auf die Dauerfestigkeit ist seit langem bekannt und wurde erstmals von *Lehr* und *Föppel* [95] aufgeworfen. Die dauerfestigkeitsmindernde Wirkung hängt dabei primär mit dem durch die meist spanabhebende Bearbeitung entstandenen Rauigkeitsprofil zusammen, das eine Aneinanderreihung einer Vielzahl von sehr kleinen, scharfen, mikrorissartigen Kerben darstellt. Die rein geometrische, spannungserhöhende und damit dauerfestigkeitsmindernde Wirkung dieser Kerben ist allerdings experimentell nicht von zwei weiteren Effekten bei der mechanischen Bearbeitung separierbar, die zwangsläufig auftreten:

- der Ausbildung von Eigenspannungen in einer Schichttiefe zwischen 0.015-0.02 mm Tiefe begleitet von
- einer Ver- bzw. Entfestigung durch Kaltverformung.

Auch bei hochglanzpolierten Oberflächen ist ein rauigkeitsähnlicher Einfluss gegeben, da die Mikrostruktur an der Oberfläche eine innere Kerbwirkung an sich besitzt. Der kombinierte Oberflächeneinfluss wird in der technischen Anwendung basierend auf der älteren Literatur (siehe z.B. [50, 53, 141, 153]) durch einen Abminderungsfaktor auf den bestmöglichen Zustand - der polierten Probe - bezogen und mit

$$\gamma_r = \frac{\sigma_{Dr}}{\sigma_D} \quad (3.18)$$

angegeben. Die meisten der veröffentlichten Diagramme stellen ein lineares γ_r über dem Logarithmus entweder der Zugfestigkeit σ_B oder der Rautiefe R_t dar (siehe Abbildung 3.15), wobei die jeweils andere Größe als Parameter einfließt.

Unterschiedliche Richtlinien geben die Abminderungsfaktoren etwas verschieden an [187, 46] und können aufgrund der gewählten Versuchsbedingungen oft nur als Anhaltswerte herangezogen werden [141]. Die Ähnlichkeit zum Kitagawa-Takahashi-Diagramm fällt allerdings auf. Einige Autoren (z.B. [97]) behandeln den Effekt der Oberflächenrauigkeit daher als einen der Kurzrissbruchmechanik. Dementsprechend wird der von *ElHaddad et al.* eingeführte Parameter a^* als begrenzendes Mass für die minimale Oberflächenrautiefe herangezogen, unter der keine abmindernde Wirkung mehr erfolgt. Dies steht auch im Einklang mit den älteren Ergebnissen von *Gaier* [50].

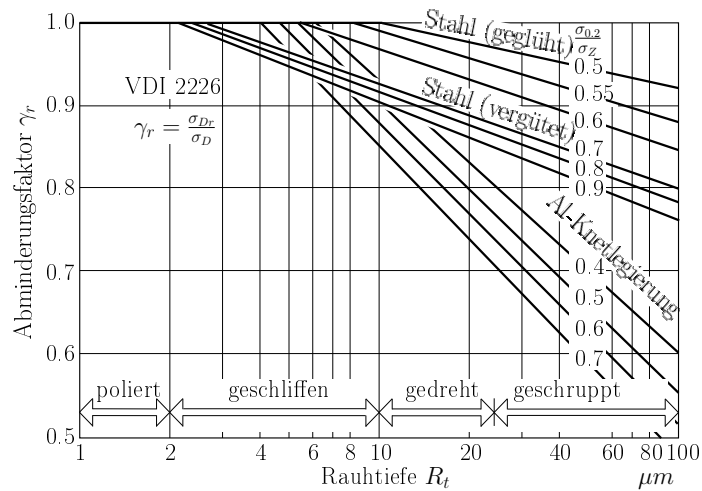


Abbildung 3.15: Abminderungsfaktoren für Dauerfestigkeitswerte bei unterschiedlichen Oberflächenrauigkeitswerten

Petersen [138] berücksichtigte die Oberflächentopographie in Form einer Oberflächenempfindlichkeit o_k im Rahmen seiner Ersatzkerbentheorie und berücksichtigte sie in seiner Formel nach

$$\sigma_w = \sigma_{wo} \cdot (o_k + \sqrt{\rho^* \cdot \chi}) \quad (3.19)$$

Eine richtig separierte Oberflächenempfindlichkeit kann seiner Meinung nach allerdings nur bei Werkstücken mit Walz-, Schmiede- und Glühhaut dargestellt werden. Die eingangs in diesem Kapitel erwähnten Eigenspannungen und Verfestigungserscheinungen werden mit einem zusätzlichen Term

$$(1 - o_k) \cdot \frac{\sigma_{Z0}}{\sigma_Z} \quad (3.20)$$

additiv berücksichtigt. Da die Bildung von Eigenspannungen und Verfestigungen von der lokalen Zugfestigkeit σ_Z abhängig ist, muss diese über einen Verhältniswert zu jenem Festigkeitswert σ_{Z0} berücksichtigt werden, der eine Werkstoffkonstante darstellt und ab dem kein Oberflächeneinfluss mehr erkennbar ist.

Bereits dieser Ansatz beinhaltet eine statistische Komponente. Die Wirkung der “inneren Kerbwirkung”, *Murakami* [126] leitete durch das Vorhandensein mehr oder weniger großer Einschlüsse unter anderem an der Oberfläche über bruchmechanische Überlegungen ab, bei der er zwei wesentliche Typen unterschied:

- Einschlüsse, die von der Oberfläche geschnitten werden und
- Einschlüsse, welche die Oberfläche lediglich berühren.

Für beide Fälle gibt *Murakami* die gleiche Formel

$$\sigma_w = \frac{A \cdot (H_V + 120)}{\sqrt{area}^{\frac{1}{6}}} \quad (3.21)$$

an, wobei im ersteren Fall für die Konstante A der Wert 1.43, im zweiten 1.41 gesetzt wird. Berührende Einschlüsse neigen demnach zu stärkerer Reduktion der Wechselfestigkeit, die für einen qualitativ hochwertigen Werkstoffes mit geringer Einschlussbelastung nach der einfachen Beziehung

$$\sigma_w = 1.6 \cdot H_V \quad (3.22)$$

berechnet wird. Die innere Kerbwirkung nach *Petersen* [138] entspricht daher dem bei *Murakami* der Gleichung 3.22, während für die zusätzlichen inneren Festigkeiten unterschiedliche Fälle unterschieden werden.

Andrews et al. [4] bestätigten über eine Computersimulation den bereits in der von *Petersen* veröffentlichten Gleichung, dass die Dauerfestigkeit sehr stark von der Oberflächenrautiefe R_t abhängt, sofern diese sich in der Größenordnung der Eigenrisslänge bewegt. Unter der Eigenrisslänge verschwindet dieser Einfluss aber zusehends. Weiters stellt die Standardabweichung der Rautiefe ein bestimmendes Mass dar, denn erreicht diese die Größe der Rautiefe R_t , so sinkt der Mittelwert der Dauerfestigkeit ab und die Streuung nimmt deutlich zu. Ähnliches wird auch z.B. von *Kloos et al.* [80] berichtet und auf die Wirkung benachbarter Kerben als Entlastungskerbe zurückgeführt. Die Länge des betrachteten Oberflächenprofils spielt allerdings eine untergeordnete Rolle.

3.5.4 Interaktion von inneren Kerben mit Härte/Festigkeit

Das Wechselspiel zwischen der Oberflächenqualität und Werkstofffestigkeit wurde bereits im vorangehenden Abschnitt angesprochen. Allgemein wurde von vielen Autoren (siehe z.B. [110, 126, 106, 80, 83]) die Tatsache bemerkt, dass sich Einschlüsse besonders bei hochfesten Stählen dauerfestigkeitsmindernd auswirken. Die folgende Abbildung zeigt diesen Sachverhalt schematisch auf. Im wesentlichen kann diese Beobachtung auf zwei Mechanismen zurückgeführt werden:

1. Bei festigkeitssteigernden Maßnahmen wird unweigerlich das Gefüge selbst verändert. So kommt es zur Bildung von z.B. feinblättrigem Martensit, der innerhalb der vorhandenen Kornstruktur eine Substruktur bildet und somit auch neue mikrostrukturelle Barrieren für Mikrorisse darstellt. Bei stumpfen Kerben wird die Dauerfestigkeit durch diese Barrieren bestimmt, sodass je kürzer der Abstand dieser Barrieren zur freien Oberfläche ist, desto geringer ist der Widerstand des Werkstoffes gegen Rissfortschritt, aber desto stärker ist der Widerstand gegen Gleitbandbildung.
2. In jedem Werkstoff treten Fremdkörper auf, wie Einschlüsse oder Poren, die bereits als Risse aufgefasst werden können und welche diese mikrostrukturellen Barrieren bereits überwunden haben. Diese Risse sind bei großen Einschlüssen auch dementsprechend lang, da auch die Einschlusslänge berücksichtigt werden muss. Sie befinden sich demnach schon im Gebiet der kontinuumsmechanisch kurzen Risse, deren

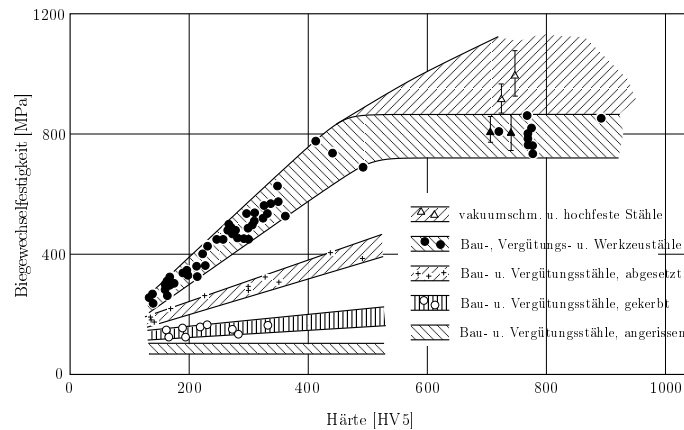


Abbildung 3.16: Biegewechselfestigkeit in Abhängigkeit von der Vickershärte nach [193]

Rissfortschritt primär durch die Entwicklung des Risschließeffektes und elastisch-plastische Phänomene bestimmt wird. Gerade hier können hochfeste Werkstoffe mit ihren primär elastischen Eigenschaften allerdings nicht viel entgegensetzen und versagen schnell.

In oben dargestellter Abbildung ist der Abknickpunkt für lineares statisch-dynamisches Festigkeitsverhalten bei ca. 500 HV angegeben. Unterschiedliche Autoren (z.B. [85, 177, 66, 48]) geben den Abknickpunkt in einem Streubereich für die Zugfestigkeit σ_B zwischen 1200-1500 MPa an, was ungefähr dem angegebenen Härtewert entspricht.

Aus bruchmechanischer Sicht kann dieser Wert auch theoretisch hergeleitet werden, indem man den *Murakami*'schen Ansatz für die Wechselfestigkeit σ_w qualitativ hochwertiger Stahlwerkstoffe in die Gleichung für den Spannungsintensitätsfaktor ΔK unter Berücksichtigung des Schwellenwertes für Rissfortschritt ΔK_0 eines un- bzw. niedriglegierten Stahls einsetzt.

$$\Delta K_0 = 4 \text{ MPa}\sqrt{m} = 1.6 \cdot HV \cdot \sqrt{a\pi} \quad (3.23)$$

Man erhält schließlich eine Relation zwischen Härte und maximaler Einschlussgröße der Form

$$a = \frac{1.586 \cdot 10^3}{HV^2} \quad (3.24)$$

Bei 500 HV entspräche dies einer maximal zulässigen Einschlussgröße von $63 \mu m$, ein für hochwertige Stähle, die über sekundärmetallurgische Verfahren (siehe Abbildung 3.14) hergestellt wurden, unzulässig hoher Wert, der in der Größenordnung von 10 bis $20 \mu m$ liegen sollte.

3.6 Mittelspannungseinfluss

Die Mittelspannung σ_m stellt eine wesentliche Einflussgröße auf die Wöhlerlinie dar und verschiebt die ertragbaren Spannungsamplituden bei positivem Vorzeichen zu niedrigeren, sowie bei negativem Vorzeichen zu höheren Werten. Der Einfluss ist allerdings abhängig von der jeweiligen Kerbwirkung.

Im Zeitfestigkeitsbereich können Mittelspannungen beim Wöhlerversuch zum zyklischen Kriechen (cyclic ratchetting) führen, das insbesondere bei höheren Temperaturen oder längeren Haltezeiten auftritt [141]. Umgekehrt kann bei dehnungskontrollierter Versuchsführung eine Abnahme der Mittelspannung (Mittelspannungsrelaxation) auftreten. Im allgemeinen wird eine Kombination aus Mittelspannung und Mitteldehnung erreicht, wobei im spannungsgeregelten Versuch auch instabiles Kriechen auftreten kann.

3.6.1 Mittelspannungsempfindlichkeit M

Die Beschreibung des Mittelspannungseinflusses erfolgt über die Mittelspannungsempfindlichkeit M nach *Schütz* [145] und wird durch die Gleichung

$$M = \frac{\sigma_{aD,R=-1} - \sigma_{aD,R=0}}{\sigma_{aD,R=0}} = \frac{\sigma_w - \frac{1}{2} \cdot \sigma_{sch}}{\frac{1}{2} \cdot \sigma_{sch}} = \frac{2\sigma_w}{\sigma_{sch}} - 1 \quad (3.25)$$

dargestellt. Sie ist abhängig vom Lastverhältnis R und steigt mit der Zugfestigkeit annähernd linear an (Abbildung 3.17), wobei dies von der Werkstoffgruppe abhängt. Die geringfügige Abhängigkeit von der Bruchlastspielzahl (Abbildung 3.18) fällt bei doppelt-logarithmischer Auftragung der Wöhlerkurven nicht ins Gewicht. Der Mittelspannungseinfluss kann unter dieser Annahme durch den Faktor

$$F_m = \frac{\sigma_{aD,\sigma_m}}{\sigma_w} \quad (3.26)$$

berücksichtigt werden. Wöhlerlinien werden dadurch für unterschiedliche Werte für R als parallel angenommen. Mit steigender Kerbwirkung nimmt der Faktor F_m ab (siehe Abbildung 3.19).

3.6.2 Haigh-Diagramm

Die Ergebnisse aus Wöhlerversuchen werden in Dauerfestigkeitsschaubildern zusammengefasst. In der älteren Literatur findet man häufig noch die Version nach *Smith*, jüngere Autoren setzen fast ausschließlich das Diagramm nach *Haigh* ein. Die ertragbare Spannungsamplitude wird über der Mittelspannung σ_m aufgetragen, sodass Geraden durch den Ursprung Orte konstanter Lastverhältnisse R darstellen. Die Mittelspannungsempfindlichkeit M ist dann als Steigung der Ortskurve aller dauerhaft bzw. zeitfest ertragbaren Spannungsamplituden ablesbar [55, 141]. Für ungekerbte Proben entspricht dies einer Geraden, der sogenannten *Goodman*-Geraden. Bei gekerbten Bauteilen führt die Beschreibung durch eine Gerade allerdings zu konservativen Ergebnissen [55], sodass ein dreifach abgeknickter Geradenzug vorgeschlagen wird (siehe auch [46]). Durch die Einführung eines Versagenskriteriums und der ihm zugeordneten Lastspielzahl kann das Diagramm alle

Einflüsse auf die Wöhlerlinie

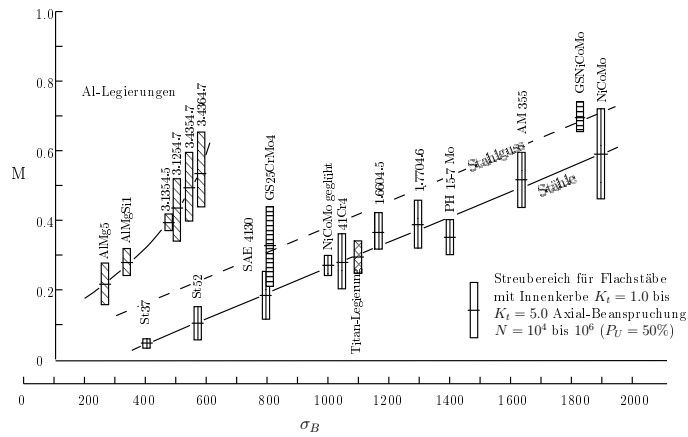


Abbildung 3.17: Mittelspannungsempfindlichkeit nach [145]

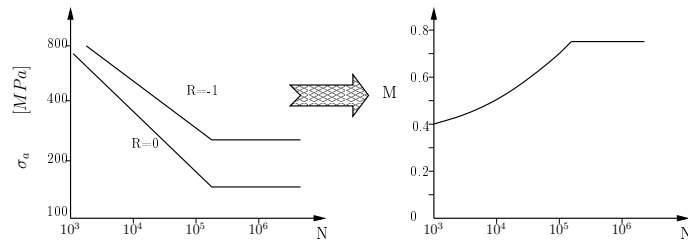


Abbildung 3.18: Abhängigkeit der Mittelspannungsempfindlichkeit von der Bruchlastspielzahl nach [144]

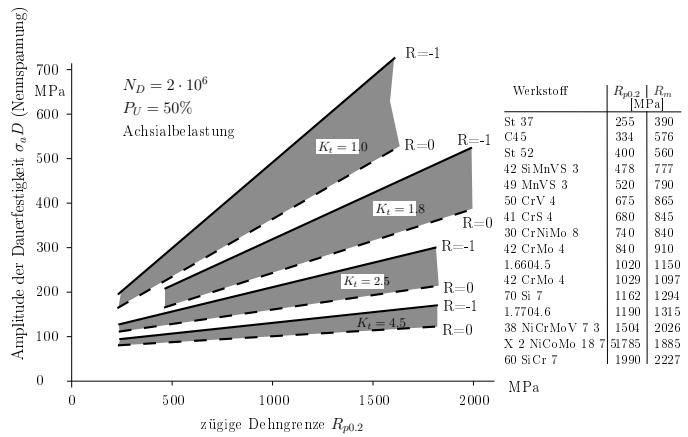


Abbildung 3.19: Abhängigkeit der Dauerfestigkeit von K_t , R und der Werkstofffestigkeit nach [52]

Informationen der Wöhlerkurve aufnehmen.

Die folgenden beiden Diagramme zeigen die Daten der beiden Vergütungsstähle Ck45 und 42 CrMo 4, in drei Wärmebehandlungszuständen.

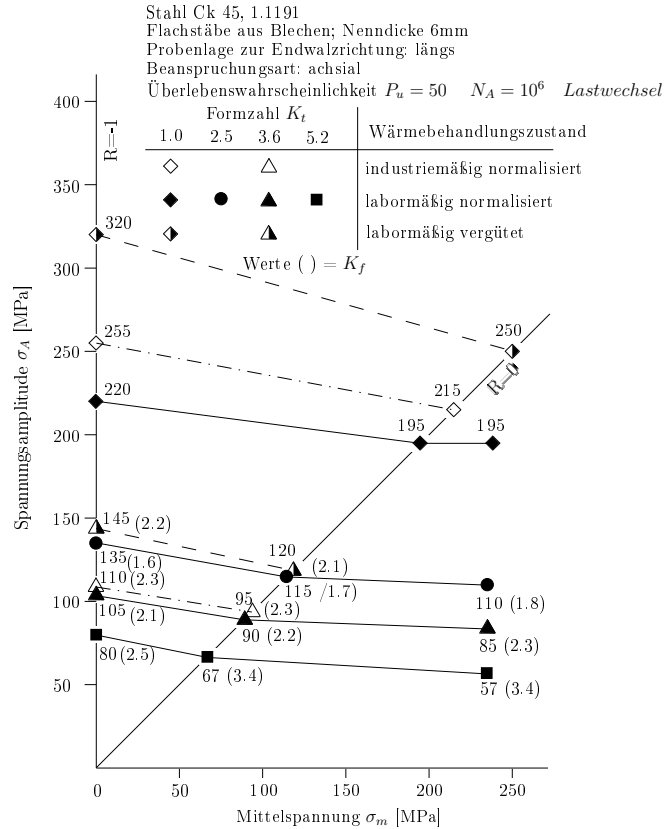


Abbildung 3.20: Haigh-Diagramm von Ck45 nach [57]

3.6.3 Eigenspannungsempfindlichkeit M_E

Bei jeder plastischen Verformung entstehen Eigenspannungen mit umgekehrtem Vorzeichen der Belastungsspannung. Daher können bereits durch geeignete Wahl der Bearbeitungsparameter beim Zerspannungsvorgang für die Dauerfestigkeit günstige Eigenspannungszustände in einer dünnen Randschicht des Werkstückes erzeugt werden. Ähnlich verhält es sich mit Autofrettage bei Hydraulikaggregaten und Richtvorgängen, die häufig bei der Produktion von Kurbelwellen und Pleueln nötig sind, um Kosten zu sparen. Solche Arbeitsgänge führen meist zu einer deutlichen Reduktion der dynamischen Festigkeit [71]. Vielfach werden Druckeigenspannungen gezielt über Rollieren, Festhämmern, Kugelstrahlen und Laser-Shock-Peening oder durch thermische und thermo-chemische Verfahren in das Werkstück eingebracht. Letztere sind von einer deutlichen Zunahme der Festigkeit aufgrund einer Gefügewandlung begleitet.

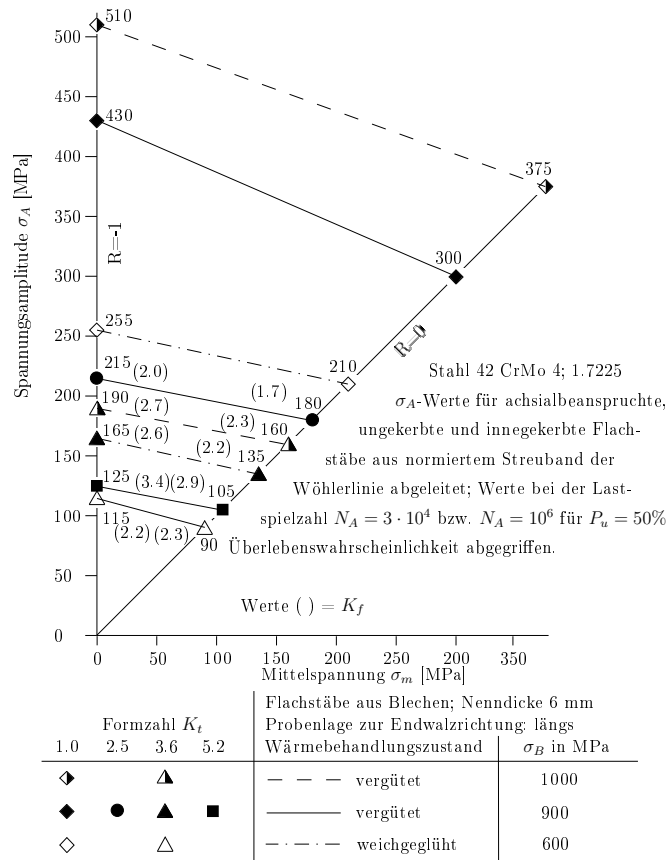


Abbildung 3.21: Haigh-Diagramm von 42 CrMo 4 nach [56]

Eigenstressen verhalten sich wie Mittelspannungen und können sich daher je nach Vorzeichen positiv oder negativ auf die Dauerfestigkeit auswirken. Ihr Einfluss ist aus dem *Haigh*-Schaubild ablesbar, wenn die Eigenstressensensitivität M_E

$$M_E = \frac{\sigma_w - \sigma_{DR}}{\sigma_R} \quad (3.27)$$

eingeführt wird, welche die Steigung der entsprechenden *Goodman*-Geraden bezeichnet. Der Wert von M_E nimmt ebenfalls mit der Zugfestigkeit des Werkstoffes zu, erreicht aber bei ca. 1700 MPa einen Plateauwert von ca. 0.38 [104]. Eigenstressen sind nicht immer stabil und werden teilweise abgebaut, wenn plastische Wechselverformungen eintreten. Dies ist insbesondere bei gekerbten Bauteilen der Fall, da zu den Lastspannungen die Eigenstressen dazu addiert schnell die Fließgrenze erreichen können.

3.6.4 Einfluss auf Risse

Das Fortschrittverhalten kontinuummechanisch kurzer Risse sowie Langrisse hängt von der Ausbildung des Riss-schließeffektes ab [141]. In Anwesenheit von Druckeigenstressen verschiebt sich die Rissöffnungsspannung zu höheren Werten und verzögert dadurch

den Rissfortschritt. *Sunder* [170] führt auch den positiven Effekt von Druckeigenspannungen auf die Rissfront im Zusammenhang mit der diffusionsbedingten Risspitzenversprödung durch die Umgebung an. Insbesondere im Bereich mikrostruktureller Kurzrisse, die als immer geöffnet gelten, wird dieser Effekt als besonders ausgeprägt angesehen.

Den Einfluss von Mittelspannungen auf das Anrissverhalten von hochfesten Stählen mit Einschlüssen und Poren untersuchte *Murakami* [126] und fand eine Abhängigkeit der Werkstoffdauerfestigkeit nach Gleichung 3.21 vom Lastverhältnis R entsprechend der Beziehung

$$\sigma_w = \frac{A \cdot (H_V + 120)}{\sqrt{area}^{\frac{1}{6}}} \cdot \left[\frac{1 - R}{2} \right]^\alpha \quad (3.28)$$

Der Exponent α liegt in einem sehr engen Wertebereich zwischen 0.2-0.3, wobei der höhere Wert für hohe Festigkeitswerte gilt. Als Näherungsgleichung für α wird eine Abhängigkeit von der Härte der Form

$$\alpha = 0.226 + H_V \cdot 10^{-4} \quad (3.29)$$

angegeben, mit der für zwei Stähle Übereinstimmung innerhalb von $\pm 15\%$ zwischen Rechnung und Experiment erhalten wurden.

Kapitel 4

Größeneinfluss

4.1 Allgemeines

Entsprechend der Ähnlichkeitstheorie [132] ist das Verhältnis aus Moment M und Spannungen σ in geometrisch ähnlichen Bauteilen proportional zum Verhältnis der Bauteilgröße. So gilt z. B. für auf Biegung beanspruchte zylindrische Bauteile

$$\frac{\sigma d^3}{M} = \text{const.} \quad (4.1)$$

Tatsächlich entspricht jedoch, wie durch Schwingversuche mit Proben und Bauteilen unterschiedlicher Abmessungen nachgewiesen, das Festigkeitsverhalten nicht den Ähnlichkeitsgesetzen, sodass man den Begriff des Größeneinflusses eingeführt hat [196]. Unter diesem wird die Abhängigkeit der Festigkeit geometrisch ähnlicher Körper von den absoluten Abmessungen verstanden und stellt somit eine wichtige Grundlage für die Ableitung von anhand kleiner Proben gewonnener Schwingversuchsdaten auf auszulegende große Bauteile im Zuge der Betriebsfestigkeitsrechnung dar.

Als allgemein akzeptierte Aussagen für Eigenschaften des Größeneinflusses gelten, abgesehen von widersprüchlichen Einzelergebnissen aus Versuchen, die folgenden:

- Die Dauerfestigkeit geometrisch ähnlicher Probestäbe nimmt mit zunehmender Probengröße ab, wenn eine inhomogene Spannungsverteilung vorliegt (Biegung, Torsion, Kerben).
- Bei ungekerbten Probestäben unter achsialer Beanspruchung ist trotz des Fehlens eines Spannungsgradienten eine deutliche Abhängigkeit der Dauerfestigkeit von der Probengröße zu verzeichnen, die betragsmäßig geringer ist als im vorhergehenden Fall.
- Die Biegewechselfestigkeit σ_{bw} ist größer als die Zug-Druck-Wechselfestigkeit (glatte Probestäbe) und nähert sich mit zunehmender Probengröße der Zug-Druck-Wechselfestigkeit σ_{zdw} .
- Unterschiedlich große belastete Oberflächen- und Volumenbereiche führen zu unterschiedlichen Dauerfestigkeit bei sonst gleichen Proben.

Eine systematische Analyse der einzelnen Modelle zur Berechnung des Größeneinflusses zeigt, dass sie in vier übergeordnete Kategorien eingeordnet werden können, die bei [82] als die vier Größeneinflussmechanismen bezeichnet werden:

- Spannungsmechanischer bzw. geometrischer Größeneinfluss
- Statistischer Größeneinfluss
- Technologischer Größeneinfluss
- Oberflächentechnischer Größeneinfluss

Diese Einteilung des Größeneinflusses in vier Mechanismen beruht allerdings auf einer rein phänomenologischen Betrachtung der vier Einflussfaktoren auf die Schwingfestigkeitswerte von Bauteilen verschiedener Abmessungen. Infolgedessen ist auch die mathematische Beschreibung dieser Modelle äußerst schwierig, da ihnen keine physikalischen Gesetzmäßigkeiten zugrunde liegen. Im Gegensatz dazu werden in [61] als Ursachen des Größeneinflusses die im Werkstoff ablaufenden Vorgänge während der Rissbildungs- und Rissfortschrittsphase angeführt, die mit Hilfe statistischer Überlegungen und den Gesetzen der linearelastischen Bruchmechanik auch mathematisch formuliert werden können.

4.2 Spannungsmechanischer Größeneinfluss

Dies ist nach der gängigen Literaturmeinung der eigentliche bzw. echte Größeneinfluss, dem die anderen drei Mechanismen als scheinbarer Größeneinfluss lediglich überlagert sind [82], sich aber nicht explizit experimentell von ihm trennen lassen. Man findet auch die Bezeichnung geometrischer und stützwirkungsbedingter Größeneinfluss für dasselbe Phänomen. Er beruht bei Bauteilen bzw. Proben unterschiedlicher Größe auf der unterschiedlichen Form der inhomogenen Spannungsverteilung, selbst bei Gleichheit der im Bauteil auftretenden maximalen Spannung σ_{max} . Als Ursache wurde schon in einer der ersten Arbeiten zum Größeneinfluss [44] die bei inhomogener Beanspruchungsverteilung auftretende Stützwirkung angegeben, die zu einer Entlastung hochbeanspruchter Werkstoffbereiche durch Spannungsumlagerung auf geringer beanspruchte Bereiche führt (siehe hierzu [140, 155, 156, 14, 184]) und bei glatten Proben unter Biegewechselbeanspruchung um 20-25% größere Wechselfestigkeiten bewirken kann als bei Zug-Druck-Beanspruchung [82]. Zwei Begriffe werden allgemein unterschieden:

- Spannungsmechanischer Größeneinfluss: Dauerfestigkeitsänderung in Folge einer Änderung der Probendimensionen bei gleichbleibenden Größenverhältnissen.
- Kerbgrößeneinfluss: Dauerfestigkeitsänderung in Folge Änderung des Kerbradius (der Kerbschärfe) bei konstanten Probenabmessungen.

In der Folgezeit wurden verschiedene Formeln zur mathematischen Beschreibung des geometrischen Größeneinflusses abgeleitet (Zusammenstellungen z.B. in [20, 146, 136]), die jedoch alle sogenannte „Werkstoffkonstanten“ zur besseren Anpassung an die jeweiligen

Größeneinfluss

	Entstehungsursachen	Mechanismen
Technologischer Größeneinfluss	a) Durchmesser-Abhängigkeit der Randfestigkeit bzw. -härte bei Vergütungsstählen $\sigma_w = f(\text{Randfestigkeit})$	
	b) Reinheitsgrad (Größe Form und Verteilung der nichtmetallischen Einschlüsse)	
	c) Graphit-Form bei Eisen-Graphit-Werkstoffen	
Spannungsmechanischer (geometr.) Größeneinfluss	Stützwirkung bei inhomogener Spannungsverteilung	
Statistischer Größeneinfluss	Mit zunehmender Probengröße erhöhte Wahrscheinlichkeit eines Bruchausganges von statistisch verteilten Fehlern	
Oberflächentechnischer Größeneinfluss	Unterschiedliche Tiefenwirkung einer Oberflächenverfestigung (Eigenspannungen)	

Abbildung 4.1: Entstehungsursachen und Mechanismen des Größeneinflusses nach [82]

Versuchsergebnisse enthalten. So ist die Stützwirkung nach [36, 38, 157, 117, 136, 137] vom Werkstoffzustand und vom Spannungsgefälle abhängig. Sie nimmt ab mit wachsender Werkstofffestigkeit und mit wachsendem Spannungsgefälle zu. Ein allgemein gültiger Zusammenhang zwischen diesen „Werkstoffkonstanten“ und tatsächlichen Werkstoffeigenschaften konnte allerdings noch nicht nachgewiesen werden.

Die Abhängigkeit vom Spannungsgefälle in den genannten Literaturstellen wird auf drei-

erlei Art zum Ausdruck gebracht:

- explizite Einbeziehung des Spannungsgefälles [60, 36, 38, 157, 136, 137, 117] in den Ansatz für die Stützziffer n
- vollständige implizite Einbeziehung des Spannungsgefälles durch Berücksichtigung des Bauteildurchmessers d sowie des Kerbradius ρ im Spannungsmittelungsansatz [21, 20, 19] und Verformungsgefälleansatz [140, 15, 14, 13]
- teilweise implizite Einbeziehung des Spannungsgefälles durch Berücksichtigung der Kerbform durch Kerbradius ρ und Kerbtiefe t [70, 69, 92, 130, 129]

Die Ursache dieses Effektes wird in der unterschiedlichen Stützwirkung bei unterschiedlich steilen bezogenen Spannungsgradienten gesehen, die sich bei verschiedenen Proben- bzw. Kerbradien einstellen. Insofern sind die Bezeichnungen Kerbeinfluss (Kerbwirkung), spannungsmechanischer Größeneinfluss und Kerbgrößeneinfluss eng miteinander verwandt und in der folgenden Abbildung 4.2 anhand einer gekerbten Welle unter Biegung bzw. Zug gegeneinander grob abgegrenzt.

Der Kerbeinfluss bezieht sich in der Regel auf die Ableitung von an glatten Proben ermittelten Werkstoffdaten auf eine Probe gleichen Nettoquerschnittes, aber unter Berücksichtigung einer Spannungskonzentration. Die Berücksichtigung des Kerbgrößeneinflusses lässt schließlich eine Ableitung von an gekerbten Proben ermittelten Werkstoffdaten auf eine Probe gleichen Nettoquerschnittes aber unterschiedlicher Kerbschärfe zu. In den letzten beiden Fällen verändern sich sowohl Formzahl als auch bezogener Spannungsgradient.

Die Unterschiede lassen sich anhand Abbildung 4.3 mit den schematisch dargestellten Spannungsverläufen gut deutlich machen und sind in der Literatur zahlreich dokumentiert [154]. Während beim spannungsmechanischen Größeneinfluss die Formzahl K_t konstant bleibt, verändert sich der bezogene Spannungsgradient. Einzige Ausnahme stellt hier der Fall für Zug-Druck-Belastung dar, bei welcher der bezogene Spannungsgradient unter $K_t = 1$ unabhängig von der Probendimension immer gleich „0“ ist. In allen übrigen Fällen nimmt er mit steigender Probendimension ab. Der Betrag der Abnahme unterliegt wieder dem Einfluss der Kerbschärfe und ist umso niedriger, je höher die Kerbwirkung ausfällt. Die beiden dargestellten Fälle – Zug-Druck- und Biegebelastung – zeigen weiters den Einfluss der Belastungsart. Betrachtet man den Fall eines sehr großen, auf Biegung beanspruchten Teiles, so geht der bezogene Spannungsgradient asymptotisch gegen „0“ und müsste sich aus diesem Grund auch der Zug-Druck-Wechselfestigkeit σ_{zdw} annähern. Eine 0-dimensionale Größe, wie die Formzahl, ist aufgrund des veränderlichen Spannungsgradienten nicht ausreichend, um den Spannungszustand an einer Stelle der Probe und damit die Stützwirkung vollständig zu beschreiben. Es bedarf daher eines Korrekturfaktors, der den Spannungsverlauf berücksichtigt.

4.2.1 Versuchsergebnisse aus der Literatur

Siebel [152] untersuchte in Fortführung der Versuchsergebnisse nach *Buchmann* [22] sehr dünne Rundstäbe mit hohen bezogenen Spannungsgradienten. Er kam zur Erkenntnis,

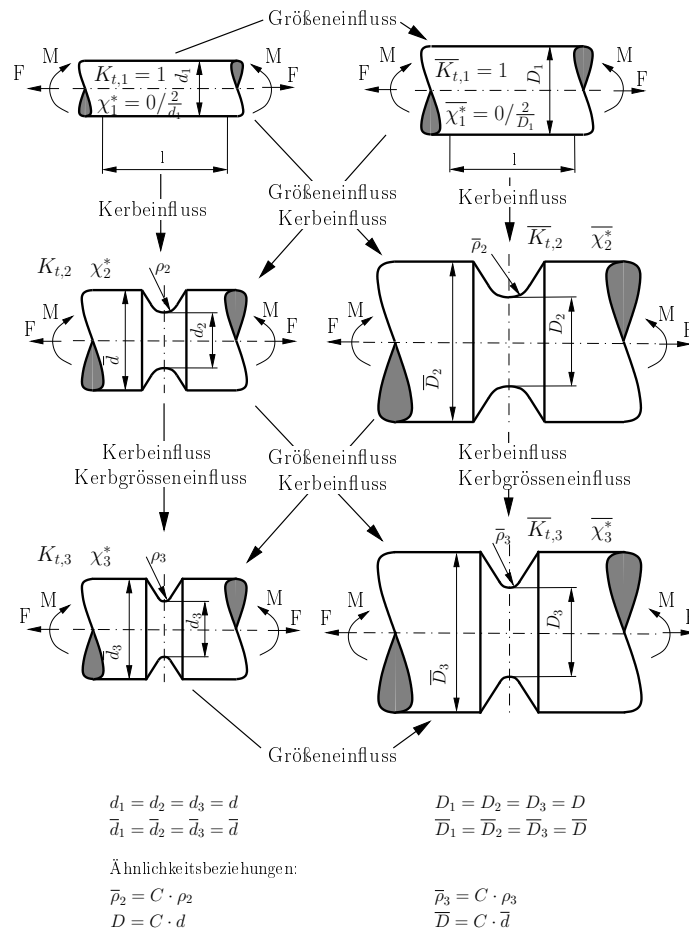


Abbildung 4.2: Definition der Begriffe Kerbeinfluss, geometrischer Größeneinfluss und Kerbgrößeneinfluss

dass ab einem Spannungsgradient von ca. 1 mm^{-1} kein nennenswerter Spannungsanstieg zu verzeichnen ist und somit das Ergebnis von *v. Philipp* [140] bestätigt war. Dieser gab an, dass die Biegewechselfestigkeit maximal den 1.7fachen Wert der Zug-Druck-Wechselfestigkeit glatter Stäbe erreichen könne.

Aus der Vielzahl von Versuchsergebnissen sei hier anhand der Abbildungen 4.4 und 4.5 ein kurzer Überblick ohne Anspruch auf Vollständigkeit gegeben. Er zeigt deutlich das Auftreten des spannungsmechanischen Größeneinflusses bei jeder Beanspruchungsart. Dieser ist umso größer, je höher der Spannungsgradient bzw. je kleiner der Probendurchmesser wird, wobei ein minimaler Einfluss auch bei Zug-Druck-Belastung ersichtlich ist.

Weiters sind auch Beispiele für den technologischen Einfluss angeführt, der zu einer deutlichen Verstärkung führt. Dies gilt auch bei Wahl eines festeren Werkstoffes.

4.2.2 Berücksichtigung nach der Mikrostützwirkungstheorie

Die Betriebsfestigkeitsrechnung vollzieht sich in Berechnungskonzepten, deren wichtigster Vertreter basierend auf der Mikrostützwirkungstheorie das Nennspannungskonzept (siehe

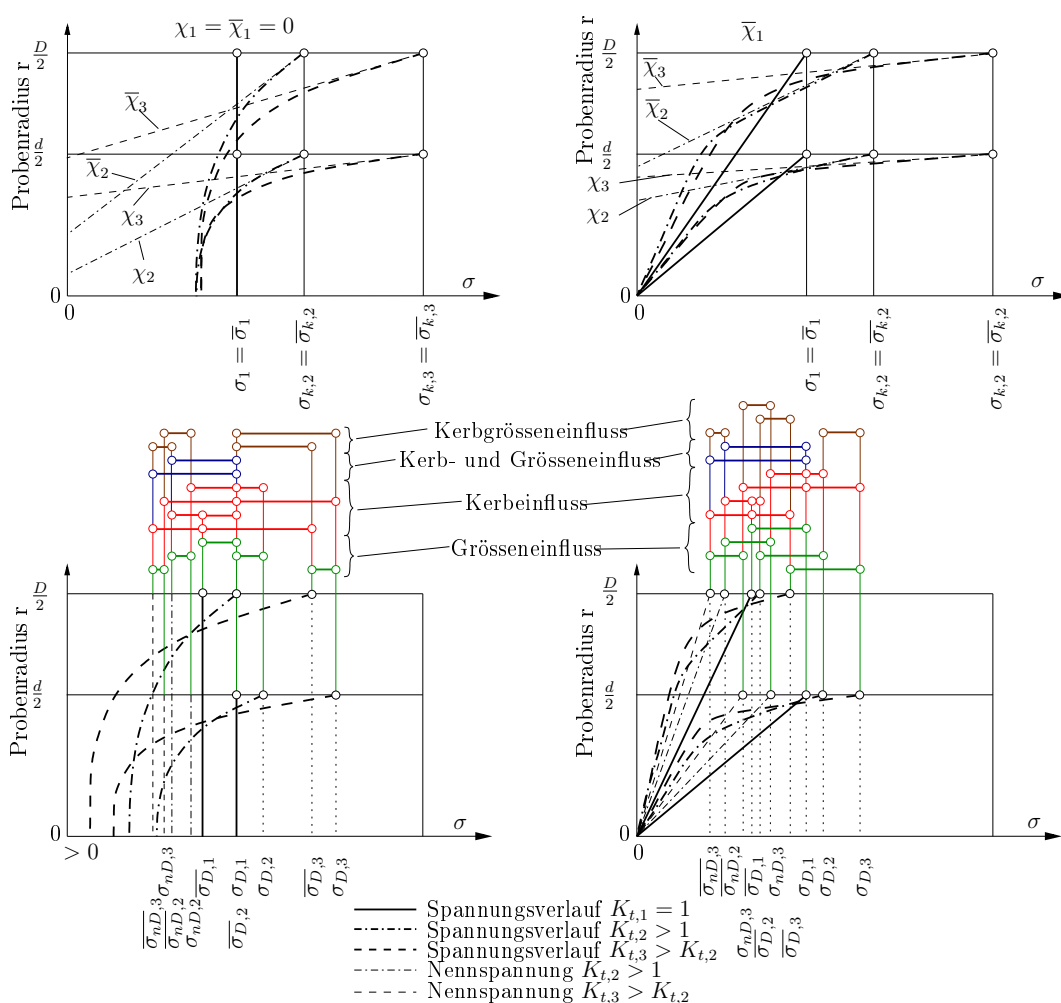
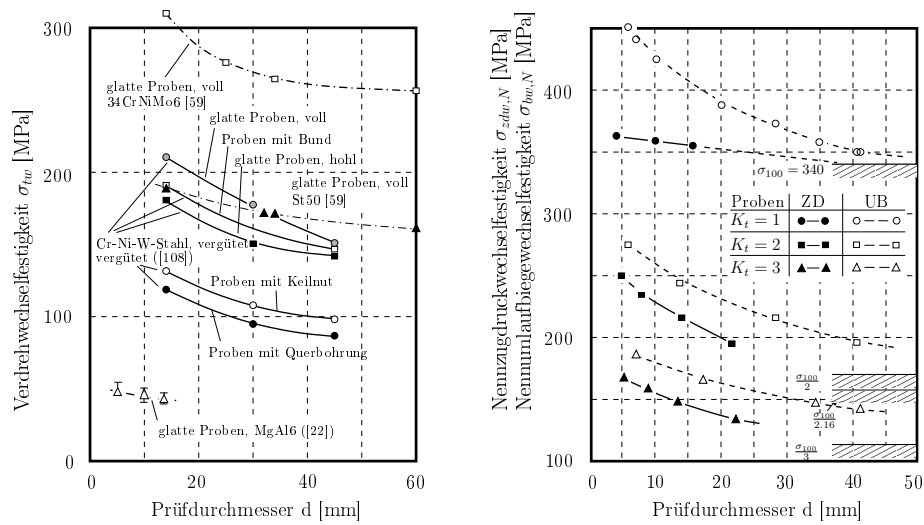


Abbildung 4.3: Definition der Begriffe Kerbeinfluss, geometrischer Größeneinfluss und Kerbgrößeneinfluss in Abhängigkeit der Parameter K_t und χ

[55, 141] etc.) darstellt, das heutzutage allerdings immer weiter dem Konzept der Örtlichen Spannungen ([38, 39, 40]) aufgrund seiner besseren Einsetzbarkeit in Verbindung mit der FEM gewichen ist.

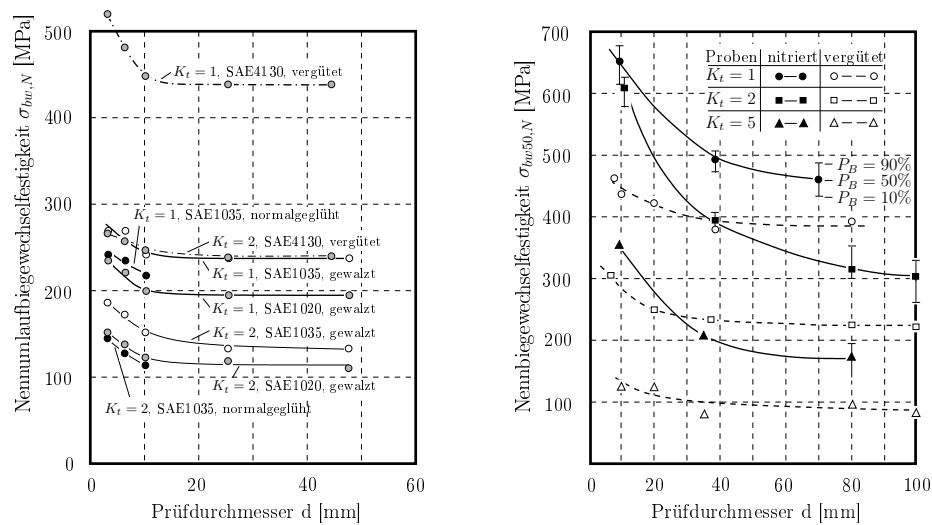
Wie bereits bei den Einflüssen auf die Wöhlerlinie besprochen, wird der Größeneinfluss direkt in den Stützwirkungskonzepten berücksichtigt, sodass die mit Versuchsergebnissen validierten Stützwirkungskurven mit einem Faktor multipliziert werden müssen, um letztendlich die Dauerfestigkeit des Werkstückes zu erhalten. Im allgemeinen wird dies über einen multiplikativen Ansatz (siehe [37]) erreicht, der für jeden Einfluss einen unabhängigen Faktor berücksichtigt:

$$\sigma_D = \sigma_{zdw} \cdot f_{St,D} \cdot f_{TG,D} \cdot f_{Te,D} \cdot f_{Mi,D} \cdot \sqrt{n_\chi^2 + f_{OR,D}^2 + f_{RS,D}^2 - 2} \quad (4.2)$$



(a) Verdrehung, unterschiedliche Werkstoffe und Probenformen nach [22, 59, 108] (b) 37 Cr 4 bei 265 HV, vergütet, nach [84]

Abbildung 4.4: Durchmesserabhängigkeit der Wechselfestigkeit



(a) Stahlsorten SAE1020 (entspricht C22), SAE1035 (entspricht C35) und SAE4130 (entspricht 25CrMo4), Dreipunktbiegung, punktbiegung, nach [107] (b) Vergütungsstahl 30CrNiMo8, unterschiedliche Oberflächenzuständen, Vierpunktbiegung, nach [122, 123, 124]

Abbildung 4.5: Durchmesserabhängigkeit der Umlaufbiegefestigkeit

4.2.3 Berücksichtigung nach der Makrostützwirkungstheorie

Das bekannteste Konzept, das die Makrostützwirkungstheorie einsetzt, ist das sogenannte Örtliche Konzept bzw. Kerbgrundkonzept (siehe z.B. [141, 150, 10, 16, 7]) mit seinen

Eingabedaten

- Last-Beanspruchung-Beziehung im Kerbgrund
- zyklische Spannung-Dehnung-Beziehung des Werkstoffes (Werkstoffliesskurve)
- Dehnungswöhlerlinie des Werkstoffes
- Schädigungsparameter P.

Sowohl die zyklische Werkstoffliesskurve, als auch die Dehnungswöhlerlinie erweisen sich nach *Boller* [16] und *Friedrich* [47] als größenunabhängig, sodass der Einfluss der Bauteilgröße im Rechenalgorithmus abzubilden ist.

Friedrich [47] stellte eine vergleichende Untersuchung der Ansätze nach *Siebel* und *Stieler* [157, 169] an, indem er die elastische Spannungsformzahl durch die unter Abschnitt 3.2.4 beschriebenen Ansätze korrigierte. Beide Ansätze lieferten beinahe identische Ergebnisse und bewirkten nur eine geringfügige Korrektur der Lebensdauervorhersage im Vergleich zu den Ergebnissen ohne Berücksichtigung des Größeneinflusses. Bessere Vorhersagen werden nach einem statistischen Konzept erzielt, das später dargestellt wird.

4.2.4 Berücksichtigung über die Bruchmechanik

Der Größeneinfluss im Sinne der Spannungsverteilung an einem Riss ist direkt gekoppelt mit der Annahme einer Risslänge a im Werkstück. Bei *Schütz et al.* [146] werden zwei Fälle unterschieden:

1. $l = const.$:

Befindet sich ein Riss der Länge l in einem kleinen und großen Bauteil, so kann der Größeneinfluss nur im Korrekturfaktor Y für die Geometrie des Bauteils enthalten sein.

2. $\frac{l}{D} = const.$:

Nimmt die Risslänge dagegen proportional mit der Bauteilgröße D zu, so wird der Spannungsintensitätsfaktor sowohl durch Y als auch direkt von l beeinflusst.

Die Schwellenwerte für den Rissfortschritt wurden im vorherigen Abschnitt bereits angerissen. Manche Formeln geben dabei auch bereits eine Aussage über die Abhängigkeit vom Spannungsverlauf und damit von der Kerbschärfe (siehe [98]). Prinzipiell liefert die Bruchmechanik nach *Zenner* [196] eine brauchbare Aussage zum Größeneinfluss, die praktische Anwendung des Konzepts allein scheitert aber an der unbekanntem Anhängigkeit der Risslänge von der Größe des hochbeanspruchten Volumens des Bauteils.

4.2.5 Empirischer Ansatz

In vielen Veröffentlichungen wurde gezeigt (z.B. [83, 107]), dass der Abfall der Biegewechselfestigkeit σ_{bw} über dem Probendurchmesser d als Hyperbelfunktion der Form

$$\sigma_{bw} = C \cdot d^{-m} \quad (4.3)$$

dargestellt werden kann. Wird ein Ausgangszustand definiert, so kann diese Gleichung erweitert werden auf

$$\sigma_{bw} = \sigma_{bw,0} \cdot \left(\frac{d}{d_0} \right)^{-m} \quad (4.4)$$

worin $\sigma_{bw,0}$ und d_0 die Daten des experimentell ermittelten Ausgangszustandes darstellen. Der Steigungsparameter m ist hierin von der Formzahl K_t abhängig und steht mit dieser entsprechend der Beziehung

$$m = 0.07 + 0.061 \cdot \ln K_t \quad (4.5)$$

in einem empirischen Zusammenhang.

4.3 Technologischer Größeneinfluss

Jede Vergrößerung eines Bauteiles bringt zwangsläufig Abweichungen in den Werkstoffeigenschaften gegenüber dem kleineren Bauteil mit sich, da sich aufgrund unterschiedlicher mechanischer und thermischer Herstellungsverfahren unterschiedliche Gefüge ausbilden. Meist hat dies auch eine unterschiedliche Schwingfestigkeiten zur Folge, wobei eine Absenkung der Schwingfestigkeitswerte beim größeren Bauteil die Regel ist. In den bisher vorliegenden Veröffentlichungen (z.B. [118, 137, 63, 64, 65, 137, 186, 5, 18, 20, 100, 101, 102, 146, 103, 51, 94]) wurden Einflussgrößen wie

- Reinheitsgrad
- Gefügestand
- Verschmiedungsgrad
- statische Festigkeit
- Oberflächenbeschaffenheit

und ähnliche von der Bauteilgröße abhängige Eigenschaften in ihren Auswirkungen auf die Schwingfestigkeit untersucht und Berechnungsmöglichkeiten angegeben. Einheitlich für alle diese Einflussgrößen gilt aber, dass sie nicht durch physikalisch herleitbare Gesetzmäßigkeiten, sondern nur über statistische Betrachtungen erfassbar sind. Nach *Magin* [106] lässt sich das Modell des technologischen Größeneinflusses einfach in bruchmechanische Überlegungen einbauen und in Vorgänge während der Rissbildungsphase und der Rissfortschrittsphase unterscheiden.

4.3.1 Statische Festigkeit

Die statischen Festigkeitsgrößen

- Härte
- Zugfestigkeit
- Streckgrenze
- Bruchdehnung, etc.

sind wesentlich von der Bauteil- bzw. Halbzeuggröße abhängig und damit mitbestimmend für den technologischen Größeneinfluss. Insbesondere Härte und Zugfestigkeit haben eine große Bedeutung in der Rissbildungsphase, da das Auftreten von Gleitbandrissen bei steigenden Festigkeitswerten reduziert wird.

Petersen [138] berücksichtigt die Werkstofffestigkeit beim Oberflächeneinfluss nach der Formel

$$\sigma_w = \sigma_{w0} \cdot \left[o_k + \sqrt{\rho^* \chi} + (1 - o_k) \cdot \frac{\sigma_{B0}}{\sigma_B} \right] \quad (4.6)$$

während z.B. *Murakami* [126] den Zusammenhang zwischen Größe der nichtmetallischen Phasen und der Festigkeit in Form der Gleichung 3.21 darstellt. Eine größenabhängige Gleichung für den technologischen Einfluss ist allerdings nicht zu finden.

Zerspanungstiefe

Nach der *FKM-Richtlinie* [46] wird beim statischen Festigkeitsnachweis die abnehmende Werkstofffestigkeit durch den technologischer Größenfaktor $K_{d,m}$ berücksichtigt. Sein Verlauf ist abhängig vom gleichwertigen Durchmesser d_{eff} und wird für alle Werkstoffarten außer GG angegeben durch die Formeln:

$$K_{d,m} = 1 \quad \text{bei} \quad d_{eff} \leq d_{eff,N,m} \quad (4.7)$$

$$K_{d,m} = \frac{1 - 0.7686 \cdot a_{d,m} \cdot \lg \frac{d_{eff}}{7.5}}{1 - 0.7686 \cdot a_{d,m} \cdot \lg \frac{d_{eff,N,m}}{7.5}} \quad \text{bei} \quad d_{eff,N,m} < d_{eff} < d_{eff,max,m} \quad (4.8)$$

$$K_{d,m} = K_{d_{eff,max,m}} \quad \text{bei} \quad d_{eff} \geq d_{eff,max,m} \quad (4.9)$$

Es ist wesentlich, dass die lokale Festigkeit an der Bauteiloberfläche für die Schwingfestigkeitsberechnung herangezogen wird und nicht jene an der Oberfläche des Halbzeugs. Daher kann bei Bauteilen aus vorvergüteten Halbzeugen, welche nicht oberflächengehärtet werden, unter Umständen die Zerspanungstiefe bzw. das Zerspanungsvolumen einen Einfluss auf das dynamische Festigkeitsverhalten haben. In der Literatur findet man unterschiedliche Probenentnahmestellen, mit denen dieser Effekt berücksichtigt wird.

4.3.2 Technologischer Größeneinfluss in der Rissfortschrittsphase

Art, Lage, Form und Verteilung von Verunreinigungen, Gefügeinhomogenitäten, singulären Oberflächenrauigkeiten und ähnlichen für einen Anriss relevanten Störstellen sind zwar technologiebedingte und von der Bauteilgröße abhängige Eigenschaften, ergeben allerdings nach *Magin* [106] einen quasistatistischen Größeneinfluss, da auch die Wahrscheinlichkeit für das Auftreten dieser fertigungsbedingten Fehler mit der Bauteilgröße zunimmt. Weiters tritt ein quasigeometrischer Größeneinfluss in der Rissfortschrittsphase dann auf, wenn die Rissfront in Bereiche geringerer Festigkeit, z.B. bei nicht durchvergüteten Bauteilen, hineinläuft und die Rissausbreitungsgeschwindigkeit dadurch erhöht wird, was unter besonders ungünstigen Umständen zu einer kürzeren Rissfortschrittsdauer des größeren gegenüber dem kleineren Bauteil führen kann (siehe z.B. [51]). Diese Auswirkung unterschiedlicher Werkstoffzustände innerhalb eines Bauteiles auf den Rissfortschritt ist auch der Grund für die in [61] vorgenommene Zuordnung des oberflächentechnischen Größeneinflusses zum technologischen Größeneinfluss.

4.4 Statistischer Größeneinfluss (inherent flaw concept)

Der reale Werkstoff besitzt Fehlstellen unterschiedlicher Art und Größenordnung:

Submikroskopischer Bereich	⇒	Gitterbaufehler
Mikroskopischer Bereich	⇒	Korngrenzen, Phasengrenzen
Makroskopischer Bereich	⇒	Einschlüsse, Poren

Diese Fehlstellen unterschiedlicher Größe können als gleichmäßig im Werkstoff verteilt angenommen werden. Bei den hier unter dem Begriff „Fehlstellenhäufigkeit“ zusammengefassten Hypothesen wird angenommen, dass der Ermüdungsvorgang vom jeweils schwächsten Volumenelement seinen Ausgang nimmt. Das sogenannte „Weakest-Link-Concept“ (Konzept des schwächsten Gliedes), das ursprünglich auf das statische Festigkeitsverhalten von spröden Werkstoffen (Keramik) bzw. von Fasern angewandt wurde, wird heute insbesondere auf das Schwingfestigkeitsverhalten übertragen und erlaubt Aussagen über:

- die Streuung der Dauerfestigkeit
- die ertragbare Lastspielzahl
- den Größeneinfluss

Wenn die dynamische Festigkeit durch das schwächste Volumenelement bestimmt wird, so stellt sich die Frage, wie sich das jeweils schwächste Volumenelement bei unterschiedlich großen Volumina (Flächen, Längen) ändert. Dies entspricht der Frage nach dem jeweils größten bzw. kleinsten Wert einer Stichprobe in Abhängigkeit vom Probenumfang. Die verschiedenen Hypothesen unterscheiden sich insbesondere aufgrund der unterschiedlichen Annahmen bezüglich der statistischen Fehlstellen- bzw. Festigkeitsverteilungen.

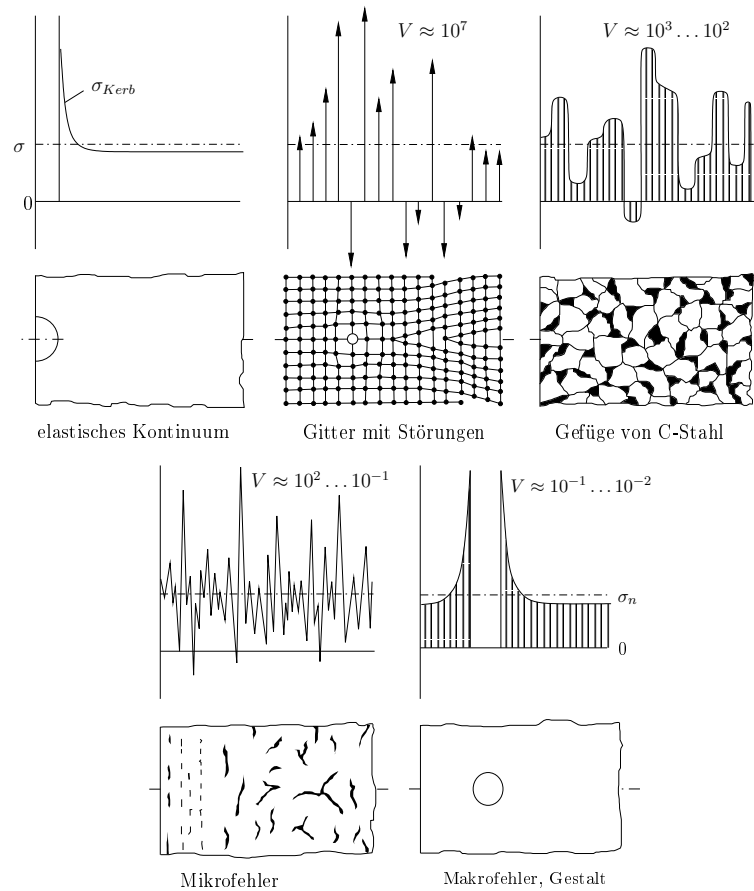


Abbildung 4.6: Arten von Fehlstellen und ihre Häufigkeit nach

4.4.1 Berechnungskonzept auf Basis der Weibullverteilung

Als erstes präsentierte *Weibull* [191, 190] eine Verteilungsfunktion mit weitreichenden Einsatzmöglichkeiten, mit der eine werkstoffphysikalisch sinnvolle Beschreibung des statistischen Zusammenhangs zwischen der Verteilung von Fehlstellen unterschiedlicher Größe und der Streuung von Festigkeiten möglich war und setzte auch erstmals diese Funktion der Form

$$P(\sigma) = 1 - e^{-\phi(\sigma)} \quad (4.10)$$

zur Auswertung von Versuchsdaten ein [192].

Eine Ausweitung dieses Konzeptes und eine durchgängige mathematische Herleitung von Größeneinflussgleichungen auf Basis der *Gumbel*'schen Extremwertstatistik [54] sowie der Annahme, dass jeder die ideale Spannungsverteilung beeinträchtigenden Störquelle ein von ihrer Größe abhängiger Spannungswert über bruchmechanische Überlegungen nach der Gleichung

$$K = Y(a) \cdot \sigma_{\infty} \cdot \sqrt{a\pi} \quad (4.11)$$

zugewiesen werden kann, wurde von *Köhler* [78], *Ziebart* [197, 198] und *Böhm* [11] durchgeführt und führte ebenfalls auf die *Weibull*'sche Verteilung. Man erhielt Gleichungen der Form

$$P(\sigma) = 1 - e^{-\frac{1}{V_0} \cdot \int_V \left(\frac{\sigma - \sigma_0}{\sigma_v - \sigma_0} \right)^m dV} \quad (4.12)$$

für den Bereich der Dauerfestigkeit, sowie der Form

$$P(N) = 1 - e^{-\frac{1}{V_0} \cdot \int_V \left(\frac{\sigma - \sigma_0}{\sigma_v - \sigma_0} \right)^m dV \cdot \left[\left(\frac{N}{N_v} \right)^m - \left(\frac{N_0}{N_v} \right)^m \right]} \quad (4.13)$$

die anhand Schwingversuchen mit konstanten Amplituden auch nachgewiesen wurden, wobei insbesondere für den bis dahin nicht erklärbaren Schwingfestigkeitsabfall bei ungerbten Proben unterschiedlicher Prüflänge eine mathematische Erklärung gefunden wurde [62]. Letzteren Ansatz findet man in der Literatur auch unter dem Begriff „Streu-bandfunktion“. *Schweiger* sowie *Krü* [147, 148, 149, 88, 89] wandten dasselbe Konzept auf unregelmäßige Belastung an und erhielten ebenfalls gute Übereinstimmung zwischen Theorie und Experiment.

Die Wöhlerlinie konnte somit durch experimentelle Bestimmung der Verteilungsparameter einfach auf unterschiedliche Bauteilgeometrien und -größen umgerechnet werden.

Die obigen Gleichungen setzen die dreiparametrische *Weibull*-Verteilung ein, lassen sich aber nach *Böhm* [11] spannungsseitig durch Reduktion auf die zweiparametrische Gleichung auf die Form

$$P(\sigma) = 1 - e^{-\frac{1}{V_0} \cdot \int_V \left(\frac{\sigma}{\sigma_v} \right)^m dV} \quad (4.14)$$

bzw.

$$P(N) = 1 - e^{-\frac{1}{V_0} \cdot \int_V \left(\frac{\sigma}{\sigma_v} \right)^m dV \cdot \left[\left(\frac{N}{N_v} \right)^m - \left(\frac{N_0}{N_v} \right)^m \right]} \quad (4.15)$$

vereinfachen. Es kommen dementsprechend der Weibullparameter m sowie die Vergleichsspannung σ_v als Verteilungsparameter vor. σ_v ist hier jener Spannungswert, bei dem eine Bruchwahrscheinlichkeit von ca. 63% vorliegt. In der Literatur wird das Bereichsintegral für den beanspruchten Bauteilbereich mit dem jeweils auftretenden maximalen Spannungsausschlag normiert, sodass sich die Gleichungen weiter vereinfachen zu

$$P(\sigma) = 1 - e^{-\frac{\sigma_{max}}{\sigma_v} \cdot \frac{1}{V_0} \cdot \int_V \left(\frac{\sigma}{\sigma_{max}} \right)^m dV} \quad (4.16)$$

bzw.

$$P(N) = 1 - e^{-\frac{\sigma_{max}}{\sigma_v} \cdot \frac{1}{V_0} \cdot \int_V \left(\frac{\sigma}{\sigma_{max}} \right)^m dV \cdot \left[\left(\frac{N}{N_v} \right)^m - \left(\frac{N_0}{N_v} \right)^m \right]} \quad (4.17)$$

Man erhält somit das sogenannte Spannungsintegral,

$$S = \int_V \left(\frac{\sigma}{\sigma_{max}} \right)^m dV \quad (4.18)$$

das je nach Wahl des Betrachtungsbereiches als Volumen-, Flächen- bzw. Linienintegral dargestellt werden kann und auch als hochbeanspruchtes Volumen bzw. Fläche bezeichnet wird. Der Größeneinfluss wird dadurch in Form des Quotienten des Spannungsintegrals

und eines Bezugsbereichs dargestellt. Umfassende FE-Berechnungen von Flächenspannungsintegralen bei unterschiedlichen Weibull-Exponenten findet man bei *Jung* [76]. *Erben* [43] fand, dass das Verhältnis der Spannungsintegrale ab einem Wert $m \geq 10$ unabhängig von m wird. Dieser Wert wird im allgemeinen deutlich überschritten.

Der Einfluss der Mehrachsigkeit wird durch Wahl einer geeigneten Beanspruchungshypothese berücksichtigt. *Scholz* [143] weist bei Mehrachsigkeit der Spannungsverteilung der Ellipsengleichung bzw. der Gestaltänderungsenergiehypothese die besten Ergebnisse zu, während die Normalspannungs- bzw. Schubspannungshypothese nur eingeschränkt Einsatzfähigkeit besitzt.

Die Verteilungsparameter selbst sind experimentell anhand der Streuung der Lebensdauern N nach *Boller* [16] als n bzw. anhand der Streuung der Spannungswerte im Übergangsbereich nach *Böhm* [11] als m zu bestimmen. Beide Werte lassen sich über die Steigung k der Wöhlerlinie ineinander nach der Gleichung

$$m = \frac{n}{k} \quad (4.19)$$

bestimmen [147]. Auch bei sehr sorgfältiger Probenbearbeitung lässt sich der technologische Größeneinfluss allerdings nicht völlig ausschalten, sodass eine erhebliche Streuung der Weibull-Parameter selbst auftritt [47, 11, 106]. Auch *Brückner-Foitz et al.* [17] weisen dem statistischen Größeneinfluss nur begrenzte Wirksamkeit zu, führen dafür allerdings den unterschiedlichen Spannungszustand an, da mit größer werdender Probengeometrie auch die Dehnungsbehinderung abnimmt. Eine Berücksichtigung des statistischen Größeneinflusses in gewissen Grenzen erscheint allerdings als brauchbares Mittel, um die Lebensdauervorhersage von Bauteilen auf Basis kleiner Versuchsproben zu verbessern.

4.4.2 Werkstoffvolumenansatz nach *Kuguel* und *Sonsino*

Ebenfalls statistische Ansätze sind jene nach *Kuguel* [91] und *Sonsino* [161], allerdings auf einfachere Weise. Das nach dem im vorherigen Abschnitt beschriebene hochbelastete Volumen ist aufgrund seiner Abhängigkeit vom Weibull-Exponenten schwierig zu bestimmen. Daher wird es als Bereich definiert, in dem 90% nach *Sonsino* bzw. 95% nach *Kuguel* der auftretenden Höchstbelastung überschritten werden. Es steht somit mit dem relativen Spannungsgradienten χ^* in einem festen Zusammenhang und kann durch seine Tiefe

$$t_{90\%} = \frac{0.1}{\chi^*} \quad (4.20)$$

beschrieben werden. Dadurch wird allerdings nur eine Raumrichtung berücksichtigt. Versuchsauswertungen von *Sonsino et al.* [165, 164] zeigen einen logarithmisch linearen Zusammenhang zwischen dem angegebenen hochbelasteten Werkstoffvolumen und der örtlichen Schwingfestigkeit bis zu einer Größe von 10^2 bis 10^3 mm^3 . Ab hier wird ein Abflachen der Kurve festgestellt. Die Neigung der Geraden liegt im Bereich von 0.033 bis 0.05, was einem Weibull-Exponenten von 20 bis 30 entsprechen würde. Das entspricht auch Versuchsergebnissen anderer Autoren (z.B. [47, 78, 11]).

4.4.3 Anrissstreckenansatz nach *Serensen et al.*

Einen dem voranstehenden Ansatz sehr ähnlichen Gedanken verfolgen *Serensen et al.* [151, 151], indem sie die Kerb- und Größenempfindlichkeit in der Kerbempfindlichkeit q^* kombinieren:

$$q^* = \frac{K_f}{K_t} = \frac{2}{1 + \left[\frac{\left(\frac{L}{x^*}\right)}{\left(\frac{L_0}{x_0^*}\right)} \right]^{-\nu}} \nu = \kappa \cdot (0.2 - 0.0001 \cdot \sigma_B) \quad (4.21)$$

Es erfolgt somit eine Kombination von spannungsmechanischem und statistischem Größeneinfluss. Ersterer wird durch das Verhältnis der Spannungsgradienten berücksichtigt, zweiterer sowohl durch den Spannungsgradienten als auch durch das Verhältnis der anrissgefährdeten Längen L bzw. L_0 . Die Größen mit dem Index „0“ bezeichnen die schwach gekerbte Probe. Zusätzlich geht auch der technologische Einfluss in Form des Exponenten ν ein, der Faktor κ berücksichtigt die Beanspruchungsart.

4.5 Oberflächentechnischer Größeneinfluss

Einen wesentlichen Einfluss auf die dynamische Festigkeit haben die Eigenschaften der Randschicht, die in vielen Fällen durch geeignete festigkeitssteigernde Maßnahmen behandelt wird. In der Regel handelt es sich dabei um Härtesteigerungen gepaart mit einer Änderung des Eigenspannungsprofils. Wesentlich ist allerdings die Tiefenwirkung der Festigkeitssteigerung im Verhältnis zum Durchmesser [80] sowie die Lage des Anrissortes, die bei ungünstigem Eigenspannungsprofil in das Innere des Werkstückes verlagert wird (z.B. [167]).

Da die Tiefenwirkung verfahrensabhängig und begrenzt ist und damit das Ähnlichkeitsprinzip nicht mehr anwendbar ist, wurde der Begriff des „Oberflächentechnischen Größeneinflusses“ eingeführt [82]. Beispielfhaft sei dies anhand der folgenden Abbildung 4.7 dargestellt. Bei unterschiedlichem Probendurchmesser und gleicher Einhärtetiefe ist demgemäß die Härtesteigerung bei einer kleinen Probe deutlich größer als bei einer großen. Den Effekt sieht man anhand des schematischen Verlaufs der Verfestigung in einer Randschicht in der Abbildung 4.8.

Kritisch ist demnach jener Bereich, in dem die Dauerfestigkeitskurve unterhalb der Lastspannungskurve zu liegen kommt. Bei stark gekerbten Proben mit großem Spannungsgradient ist daher auch schon eine geringe Verfestigungstiefe ausreichend, während bei schwach gekerbten bzw. ungekerbten Proben große Verfestigungstiefen nötig werden. Aufgrund des Abfalls der lokalen Dauerfestigkeit wird deutlich, dass die maximale Festigkeit an der Oberfläche in solchen Fällen beinahe vollkommen ungenutzt bleibt und sich daher generell die Frage stellt, ob eine Maßnahme zur Steigerung der Festigkeit überhaupt sinnvoll erscheint.

Größeneinfluss

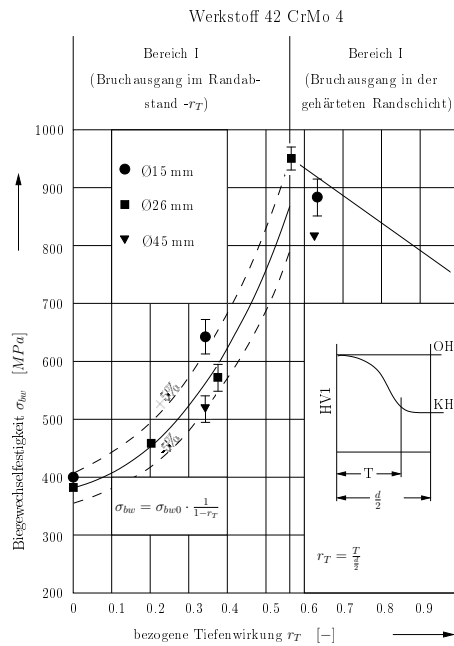


Abbildung 4.7: Erforderliche Tiefenwirkung einer Randschichthärtung zur Erzielung derselben Festigkeitssteigerung (nach Kloos *et al.* [81])

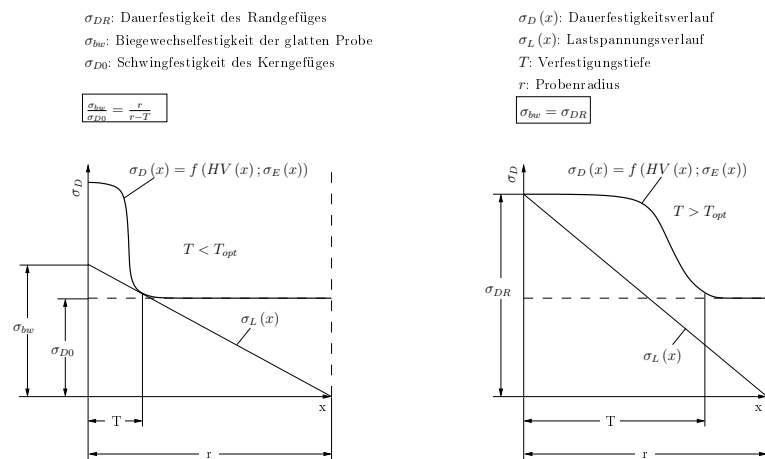


Abbildung 4.8: Einfluss der Verfestigungstiefe auf die Schwingfestigkeit (nach Kloos *et al.* [80])

Kapitel 5

Experimentelle Untersuchung

5.1 Versuchsprogramm

5.1.1 Einleitung

Die theoretische Vorstellung, von der zu Beginn dieser Arbeit ausgegangen wurde, liegt in der Annahme einer alleinigen Abhängigkeit der lokalen Wechselfestigkeitswerte vom bezogenen Spannungsgradienten χ^* nach dem Gradientenkonzept [39], wobei der geometrische Größeneinfluss bereits durch den Spannungsgradienten berücksichtigt ist, der statistische und technologische Größeneinfluss allerdings noch nicht quantifiziert sind. Bei Unabhängigkeit der Wechselfestigkeit σ_w von

- dem statistischen Größeneinfluss
- der Beanspruchungsart als Teilbereich des statistischen Größeneinflusses
- Eigenspannungen in einer dünnen Randschicht

müssten ähnliche Werte gefunden werden, sofern technologische Einflüsse durch Wahl geeigneter Versuchsstrategien ausgeschlossen werden können. Dies entspricht der Überlegung, dass der Spannungsgradient bei unterschiedlicher Beanspruchungsart unterschiedliche Werte annimmt und diese Veränderung bereits zur Berücksichtigung der erwähnten Einflüsse ausreichen sollte. Abweichungen der Versuchsergebnisse vom ursprünglichen Gradientenkonzept können anschließend in Form multiplikativer Korrekturfaktoren in das Konzept aufgenommen werden.

Zur Erhebung des Größeneinflusses auf das Gradientenkonzept dienen Umlaufbiegeversuche anhand gekerbter bzw. ungekerbter Proben zweier unterschiedlicher Durchmesser. Die Kerbung erfolgt derart, dass der sich ergebende Spannungsgradient bei beiden Probendurchmessern annähernd gleich und damit der Größeneinfluss bei verschiedenen Stützpunkten des Spannungsgradienten direkt ersichtlich wird.

Der Einfluss der Beanspruchungsart wird durch Versuche unter Achsialbiege- und Zug-Druck-Belastung ermittelt, die anhand von kleinen Proben annähernd äquivalenter bezogener Spannungsgradienten wie unter Umlaufbiegung durchgeführt werden. Zur Abschätzung des Größeneinflusses wird auch hier ein Versuch mit großen Proben unter Achsialbiegebelastung gemacht. Der Verlauf der gesamten Kurve wird anschließend berechnet.

Die bearbeitungsbedingten Eigenspannungen in der Randschicht führen zu einem weiteren Einfluss, der durch elektrolytisches Polieren der Proben für Zug-Druck-Versuche ausgeschaltet und damit ermittelbar gemacht wird, sodass das Gesamtbild vervollständigt wird. Da Rohlinge aus unterschiedlichen Chargen für die beiden Probendurchmesser verwendet werden, muss die technologische Übertragbarkeit der Ergebnisse durch eine „Brückenversuchsreihe“ nachgewiesen werden.

Versuchsbegleitend wurden Messungen der statischen Festigkeitswerte, der Eigenspannungen, der Härte und der Gefügebeschaffenheit durchgeführt. Ziel ist somit, die Übertragungsfunktionen für anhand kleiner Proben ermittelter Wechselfestigkeitswerte auf das reale Bauteil für eine numerische Lebensdauerberechnung unter Zuhilfenahme der aus FEM-Berechnungen erhaltenen Spannungen zu ermitteln und weiters den Einfluss der Beanspruchungsart rechnerisch erfassbar zu machen.

5.1.2 Probenformen

Die Probenformen wurden so ausgelegt, dass der bezogene Spannungsgradient χ^* in einem Bereich zu liegen kommt, der üblicherweise auch in den Übergangsradien der Hohlkehlen von Kurbelwellen in Großmotoren eingesetzt wird. Dieser liegt üblicherweise bei $0.2-0.3 \text{ mm}^{-1}$. Da das Interesse insbesondere dem Gradientenkonzept nach *Eichseder* [36] galt, musste der Bereich auf die Werte 0 und 3 ausgedehnt werden, um so ein vollständiges Bild zu erhalten.

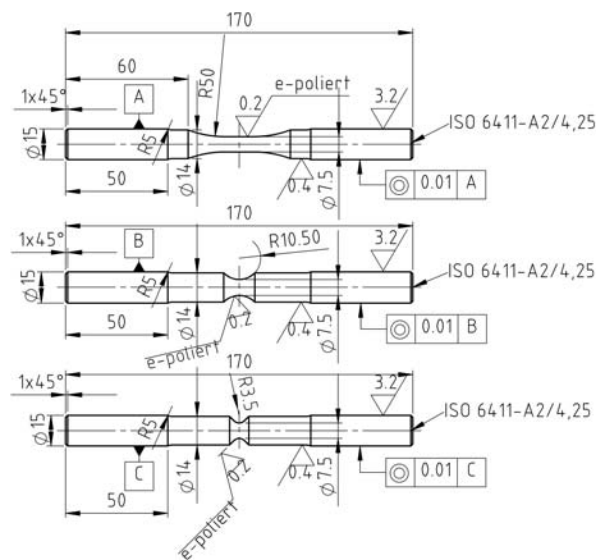


Abbildung 5.1: Probenformen für Wöhlerversuche unter Zug-Druck-Belastung

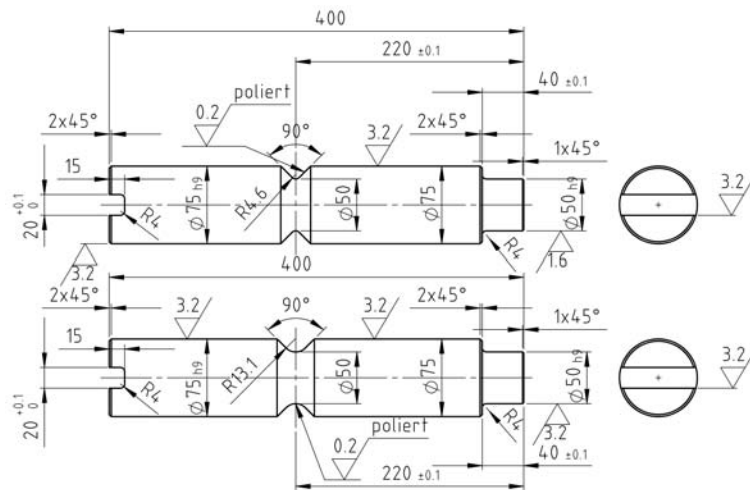
Die Auslegung der Kerbradien erfolgte nach der Näherungsformel von *Meuth* [117] für Biegung

$$\chi^* = \frac{2}{d} + \frac{2.1}{\rho} \quad (5.1)$$

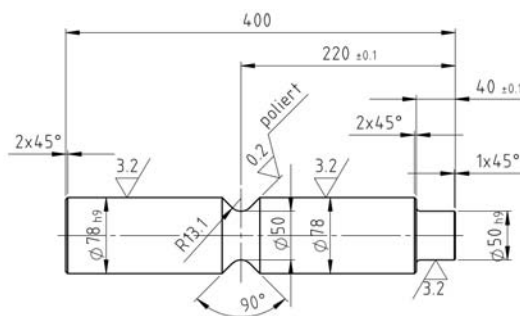
bzw. für Zug-Druck

$$\chi^* = \frac{2.1}{\rho} \quad (5.2)$$

Unter Berücksichtigung der zylindrischen Prüfstrecke, welche mit ihrem definitionsgemäßen Kerbradius $\rho = \infty$ als einzige den Spannungsgradient $\chi^* = 0\text{mm}^{-1}$ darstellen lässt, ergeben sich daraus die in Abbildung 5.1 dargestellten Probenformen. Ursprünglich waren auch für diese Probenserie Durchmesser von 10 mm geplant. Die sich nachträglich herausstellende hohe Kerbempfindlichkeit des Probenmaterials führte allerdings zu häufigen Brüchen im Einspannquerschnitt und machten eine Reduktion des Durchmessers auf $\varnothing 7.5\text{mm}$ sowie ein Feinstfinishing der Oberfläche durch elektrolytisches Polieren nötig, das auch zur Ermittlung des Einflusses der Eigenspannungen in der Randschicht erforderlich war.



(a) Umlaufbiegung, $\varnothing 50$



(b) Achsbiegung, $\varnothing 50$

Abbildung 5.2: Probenformen für Wöhlerversuche mit großen Proben, $\varnothing 50$

Insbesondere die in Abbildung 5.5 dargestellten Umlaufbiegeproben mit einem Durchmesser des Nettoquerschnittes von 10mm erforderten eine hohe Genauigkeit an den Rundlauf und somit eine Bearbeitung zwischen Spitzen und in einer Aufspannung. Nur so konnten

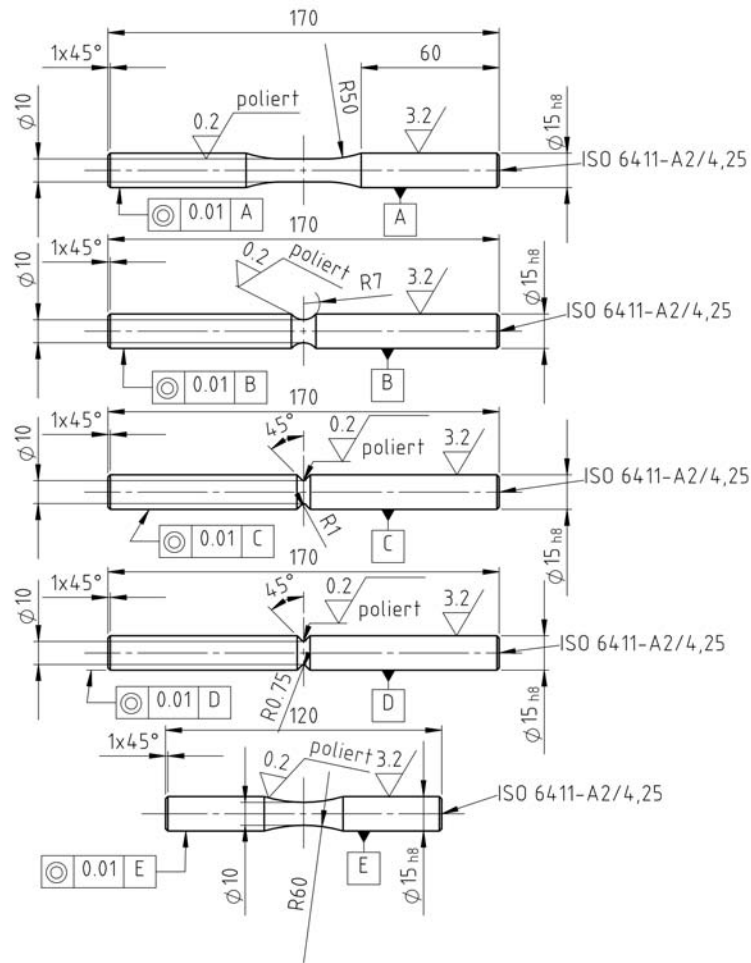


Abbildung 5.3: Probenformen für Wöhlerversuche unter Umlaufbiegebelastung, Ø10

hohe Drehzahlen ohne gleichzeitige zusätzliche Belastungen im Kerbquerschnitt gefahren werden.

Der Spannungskonzentrationsfaktor $K_t = 1$ wurde durch zwei Probenformen dargestellt - einer sanduhrförmigen („hourglass“) und einer mit zylindrischer Prüfstrecke. Der wesentliche Unterschied besteht in der hochbelasteten Oberfläche. Die ungekerbte, zylindrische Kerbform wurde auch für Achsialbiegung herangezogen.

Die Proben mit großem Durchmesser (Ø50) sind in den Abbildungen 5.2a und b dargestellt. Sie haben dieselben relativen Spannungsgredienten wie die Kleinen, also annähernd $0.2mm^{-1}$ und $0.5mm^{-1}$, beinhalten allerdings zusätzlich noch den technologischen Größeneinfluss.

Sie stellen das Bindeglied zu den realen Größenverhältnissen von Kurbelwellen in Großmotoren dar, die Wellendurchmesser ab Ø100 aufwärts haben. Einen Überblick über das gesamte eingesetzte Probensortiment ist in Abbildung 5.4 dargestellt, sodass auch die Größenverhältnisse deutlich werden.

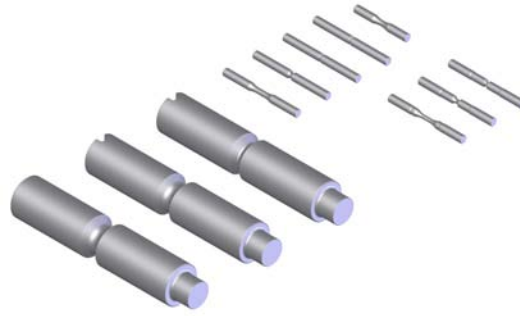


Abbildung 5.4: Probensortiment des Versuchsprogrammes

5.1.3 Probenentnahme

Die Lage der Randschicht der Probe relativ zur Halbzeugachse ist zur Bestimmung des technologischen Größeneinflusses relevant. Bei der Entnahme von großen und kleinen Proben aus demselben Halbzeug unter dem Gesichtspunkt möglichst identischer technologischer Bedingungen sind daher verschiedene Ansätze möglich.

Unterschiedliche Autoren (z.B. *Moore* [122, 123, 124]) wählten eine Positionierung, bei der die Randfaser der kleinen Proben die Randfaser der großen Probe außen tangieren. Dadurch sind allerdings nur in einem Punkt identische Bedingungen gegeben.

Ein weiterer Ansatz ist jener nach z.B. *Böhm* [11], *Magin* [105, 106] u.a., die Stangen unterschiedlicher Halbzugdurchmesser einer erneuten Wärmebehandlung unterzogen, um möglichst einheitliche technologische Parameter zu erzielen und den technologischen Größeneinfluss trotz zentraler Probenentnahme auszuschließen. Ein identisches Gefüge ist allerdings auch in diesem Fall nicht gegeben und beide Autoren mussten feststellen, dass sich der technologische Einfluss zwar reduzieren, aber nicht eliminieren lässt.

Im vorliegenden Versuchsprogramm wurden die kleinen Proben derart aus dem Halbzeug entnommen, dass die Probenachse der kleinen Probe auf der Randfaser der großen zu liegen kam. Auf diese Weise sind an zwei gegenüberliegenden Stellen der kleinen Probe die Bedingungen identisch und die schwächeren und stärkeren Bereiche gleich gewichtet. Eine rechnerische Ermittlung der durchschnittlichen Härte durch Integration des Härteverlaufes über die Querschnittsfläche ergab sogar genau übereinstimmende Werte.

5.1.4 Probenfertigung

Alle Proben wurden NC-gesteuert zwischen Spitzen gedreht und anschließend poliert, um die geforderte Oberflächengüte von $R_a = 0.2\mu\text{m}$ zu erreichen. Der mechanische Poliervorgang erfolgte mit Polierpapier auf der Drehbank, also in Umfangrichtung, während die elektrolytisch polierten Proben am Institut für Allgemeine und Analytische Chemie der Montanuniversität Leoben poliert wurden. Die abgetragene Schichtdicke lag hier bei 0.05 mm, was in Anbetracht der geringen Eindringtiefe der Eigenspannungen aufgrund der mechanischen Bearbeitung als ausreichend angesehen wurde. Dies wurde auch durch die

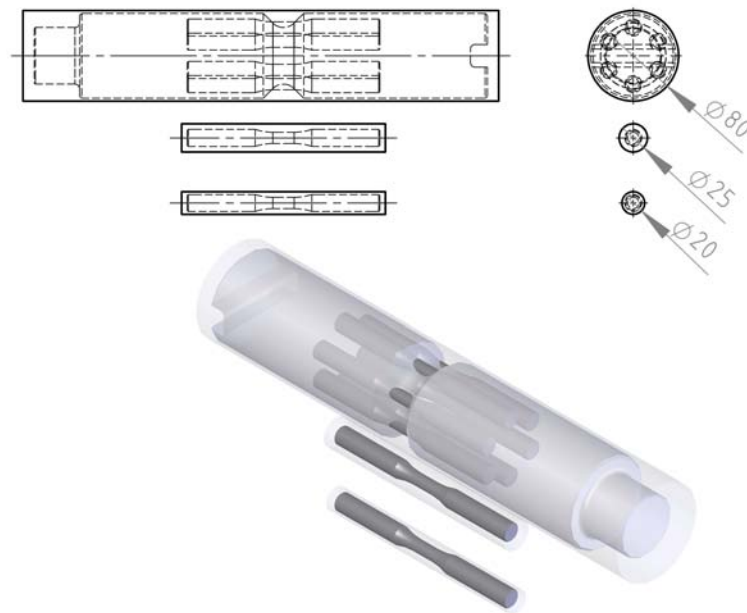


Abbildung 5.5: Probenentnahme aus den Halbzeugen

gemessenen Tiefenprofile der Eigenspannungen bestätigt.

Die Oberflächenqualität der mechanisch polierten Proben mit Durchmesser 10mm liegt im Bereich von ca. $R_a = 0.1 \div 0.2 \mu m$, mit 50mm Durchmesser bei ca. $0.4 \div 0.8 \mu m$. Die Oberflächenqualität der elektrochemisch polierten Proben mit Durchmesser 7.5 mm liegt deutlich unter $0.1 \mu m$.

5.1.5 Werkstoffauswahl

Als Versuchswerkstoff wurde der für hochbelastete Antriebskomponenten - wie Kurbelwellen bei stationären Großgasmotoren - eingesetzte, niedriglegierte Vergütungsstahl 34CrNiMo6 herangezogen. Aufgrund der Tatsache, dass in der realen Betriebswelt geschmiedete und vorvergütete Rohlinge in der mechanischen Fertigung bearbeitet werden, wurde für die vorliegende Untersuchung ebenfalls Halbzeug in vorvergütetem Zustand verwendet, unter Bedachtnahme darauf, dass sich dadurch die Werkstoffeigenschaften von Halbzeugen unterschiedlicher Größen wesentlich in ihren Werten unterscheiden werden. Außerdem stammten die Stangen aus zwei unterschiedlichen Werkstoffchargen bzw. Schmelzen, wurden im Stranggussverfahren hergestellt und auf den jeweiligen Durchmesser gewalzt. Insgesamt wurde daher davon ausgegangen, dass sich der Gefügestand im Versuchswerkstoff hinsichtlich der Verformung der Kristalle und der zwangsläufig aus dem Herstellungsprozess vorhandenen Einschlüsse jenem der Schmiederohlinge nach dem Arbeitsgang „Vergütung“ hinreichend ähneln. Es sollte damit möglich sein, Aussagen über die Ableitbarkeit von Werkstoffdaten, welche anhand kleiner Proben aus kleinem Halbzeug gewonnen wurden, auf das große Bauteil zu machen. Die Halbzeuge lagen in drei verschiedenen Durchmessern vor, deren chemische Zusammensetzung entsprechend der Herstellerangabe

Stangen-Ø	Schmelze	C	Si max.	Mn	P max.
Norm		0.3-0.38	0.4	0.5-0.8	0.035
20	302282	0.34	0.24	0.52	0.01
25	732987	0.34	0.28	0.58	0.016
80	732987	0.34	0.28	0.58	0.016
Stangen-Ø	Schmelze	S max.	Cr	Mo	Ni
Norm		0.035	1.3-1.7	0.15-0.3	1.3-1.7
20	302282	0.03	1.47	0.19	1.47
25	732987	0.032	1.53	0.19	1.48
80	732987	0.032	1.53	0.19	1.48

Tabelle 5.1: Chemische Zusammensetzung in Masse-%

in Tabelle 5.1 wiedergegeben sind. Es befinden sich alle Werte innerhalb der Grenzwerte aus der ÖNORM EN 10083, eine Aussage über den Sauerstoffgehalt ist jedoch nicht möglich.

5.1.6 Versuchsmaschinen

Das gesamte Versuchsprogramm wurde am Institut für Allgemeinen Maschinenbau der Montanuniversität Leoben durchgeführt, das über einen geeigneten Maschinenpark – teilweise Eigenentwicklungen – für derartige Untersuchungen verfügt.

Die statischen Zugversuche und die wechselnden Zug-Druck-Versuche wurden auf einer servohydraulischen Prüfmaschine Typ 8802 (Abbildung 5.6) mit Steuerung und Datenerfassung „Fast Track 8800“ der Fa. Instron Wolpert GmbH durchgeführt. Die Prüfmaschine besitzt eine dynamische Nennkraft von ± 100 kN mit einer Probeneinspannung, die über eine hydraulische Einspannvorrichtung derselben Marke erfolgte.

Alle durchgeführten dynamischen Prüfungen unter Zug-Druck erfolgten kraftgesteuert mit sinusförmiger Wechselbelastung bei einer Frequenz bis ca. 25 Hz bei Raumtemperatur (24°C). Zur Dehnungsmessung bei den statischen Zugversuchen diente ein Extensometer Typ 2620-601 ebenfalls der Fa. Instron Wolpert GmbH.

Die Umlaufbiegemaschinen sind die kostengünstigsten Alternativen zu Hydropulsanlagen im Bereich der wechselnden Biegebeanspruchung. Durch das 4-Punkt-Biegeprinzip (siehe Abbildung 5.8) wird der Querkraftanteil eliminiert und eine unerwünschte Kombination der Beanspruchungen Querkraftschub und Biegung verhindert. Für dieses Projekt wurde eine eigene Prüfmaschine entworfen und gebaut (siehe Abbildung 5.7).

Das Biegemoment lässt sich aufgrund der Gewichtsbelastung und der geometrischen Größen der Maschine wie folgt bestimmen:



Abbildung 5.6: Hydropulsanlage Instron 8802

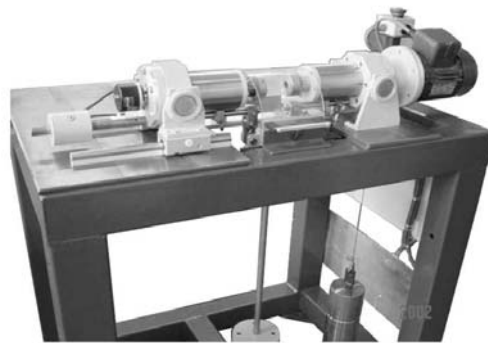


Abbildung 5.7: Umlaufbiegemaschine AMB-UB10

$$M_b = \frac{a-b}{2} \cdot \frac{G}{2} = 0.25 \cdot g \cdot (a-b) \cdot m \quad (5.3)$$

Unter Berücksichtigung des Durchmessers d beträgt die Biegespannungsamplitude somit

$$\sigma_{ab} = \frac{M_b}{W_b} = \frac{0.25 \cdot g \cdot (a-b)}{\frac{\pi}{32}} \cdot \frac{m}{d^3} = 24.98 \cdot (a-b) \cdot \frac{m}{d^3} \quad (5.4)$$

Die Maschine kann für zwei Probenlängen (120 und 170 mm) eingestellt werden, zu denen die entsprechenden Ständerabstände von $a=390$ bzw. 440 mm gehören, während die Armlänge b der Belastung immer 100 mm beträgt. Somit ergibt sich die Biegespannungsamplitude durch diese geometrischen Größen zu

$$\begin{aligned} \sigma_{ab} &= 7244.5 \cdot \frac{m}{d^3} && \text{für Probenlänge 120 mm} \\ \sigma_{ab} &= 8493.5 \cdot \frac{m}{d^3} && \text{für Probenlänge 170 mm} \end{aligned}$$

Die Belastung wird auf beide Spindeln mit Hilfe einer Gewindespindel gleichmäßig, gleichzeitig und schonend aufgebracht. In Achsrichtung ist ein Freiheitsgrad erforderlich, der durch eine Linearführung beim freilaufenden Spindelgehäuse berücksichtigt wurde, während die Kippbewegung der Spindeleinheiten durch wartungsfreie Gleitlager ermöglicht wurde. Das dabei entstehende Reibmoment verursacht einen rechnerischen Prüffehler von ca. 1.2%.

Die Einspannvorrichtung für die Proben wurde mit Norm-Spannhülsen verwirklicht. Diese Lösung hat mehrere Vorteile, wie den breiten Bereich der Einspanndurchmesser (von 8 mm bis 16 mm) und die Austauschbarkeit der Spannhülsen, da diese durch Fretting gefährdet sind.

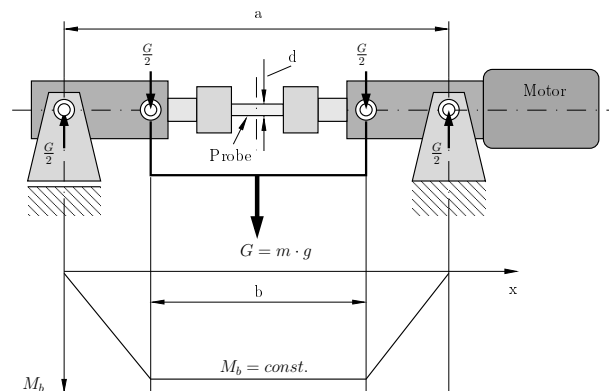


Abbildung 5.8: Prinzip der Vierpunktbiegung

Für die unterschiedlichen Probenlängen muss die Belastungseinheit entsprechend eingestellt werden. Eine aus einem eventuellen Einstellungsfehler stammende Schrägstellung der Belastungslaschen verursacht einen rechnerischen Messfehler von 0.6 %/° Schrägungswinkel.

Der elektrische Antrieb ist ein Asynchronmotor ($P = 0.55 \text{ kW}$) mit Frequenzumrichtersteuerung und einem Drehzahlbereich von ca. 500 bis 5.500 U/min, sodass eine Prüffrequenz bis ca. 95 Hz möglich ist. Der obere Drehzahlbereich verlangt allerdings wegen Resonanzgefahr geringere Form- und Lagetoleranzen der Proben.

Die Drehzahlüberwachung und die Zählung der Anzahl der Umdrehungen wurden durch einen Drehgeber gelöst, der hinten auf der freilaufenden Spindel montiert ist. Beim Erreichen der eingestellten maximalen Anzahl der Umdrehungen stoppt der Zähler den Antrieb und bleibt nach dem Brechen der Probe stehen.

Zur Ermittlung der Wechselfestigkeit unter Achsialbiegebeanspruchung wird eine 3-Punkt-Biegevorrichtung herangezogen. Dabei wird eine Probe einseitig eingespannt und durch eine Querkraft mittels Hebelarm belastet, sodass sich ein linear verlaufender Biegemomentanstieg ergibt. Der Verlauf der Belastung bestimmt gleichzeitig den Biegemomentverlauf

(wechselnd, schwellend oder allgemein). Bei dieser Belastungsart werden die Probenquerschnitte durch die Querkraft geringfügig auf Schub beansprucht. 3-Punkt-Biegevorrichtungen werden bei großen Prüfquerschnitten eingesetzt, wo sich sehr große Prüfkräfte ergeben und der Einsatz von 4-Punkt-Bauweisen aus technischen und wirtschaftlich Gründen nicht mehr sinnvoll ist.

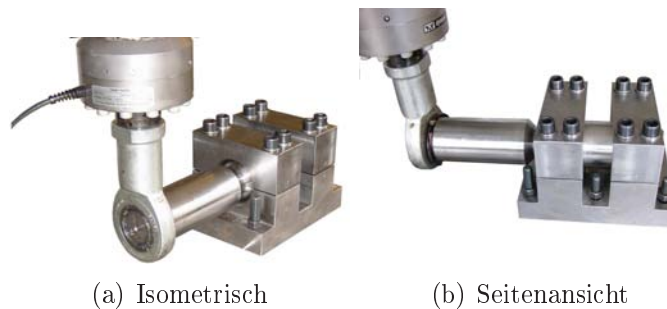


Abbildung 5.9: 3-Punkt-Biegevorrichtung, Proben $\text{\O}50$

Die Belastung der Achsialbiegeproben erfolgte wieder durch die Hydropulsanlage Instron 8802. Bei der Einspannvorrichtung für Proben mit $\text{\O}50$ mm handelt es sich um eine zweiseitige Konstruktion (siehe Abbildung 5.9), wobei der Unterteil fix auf dem Nutentisch montiert wird. Die beiden Oberteile spannen die Probe durch 2×4 Zylinderkopfschrauben M16x100. Durch diese Trennung in Ober- und Unterteil bleibt die Probe während des Einspannvorganges horizontal verschiebbar. Das ist notwendig, um bei jedem Versuch einen genau definierten Abstand zwischen Kraftangriffspunkt und Probenmitte zu haben, aber auch, um die Probe in den Gelenkkopf montieren zu können.

Mit der Hydropulsanlage wird eine wechselnde Kraft aufgebracht, woraus im Prüfquerschnitt eine wechselnde Biegebeanspruchung resultiert. Die Belastung der Probe erfolgt mit einem Gelenkkopf, damit die Schrägstellung der Probe während der Belastung ausgeglichen werden kann. Der erforderliche axiale Freiheitsgrad bei Biegeverformung wird durch das axiale Lagerspiel des Gelenkes gewährleistet.

Für eine bessere Beurteilung des Unterschiedes zwischen Axial- und Umlaufbiegung wurde auch für 10 mm Prüfdurchmesser eine Achsialbiegevorrichtung gebaut, die in Abbildung 5.10 dargestellt ist. Die Spannvorrichtung selbst wurde wieder direkt auf dem Nutentisch fixiert und die Proben durch ein kommerziell erhältliches Standardspannfutter gespannt, sodass der Einspanndurchmesser flexibel gestaltet werden konnte. Auch hier wurden die durch die Biegeverformung entstandenen Winkel- und Längenänderungen der Probe durch einen Gelenkkopf an der Belastungsstelle ausgeglichen.

Für Umlaufbiegeversuche anhand großer Probenquerschnitte wurde eine Umlaufbiegemaschine eingesetzt, welche ähnlich wie die oben genannte 3-Punkt-Biegevorrichtung aufgebaut ist, mit der Möglichkeit, die Probe unter Querkraftlast anzutreiben (siehe Abbildung 5.11).

Die Probe wird durch die Hydropulsanlage 8802 mit einer konstanten Druckkraft belastet, wobei die Hydropulsanlage kraftgesteuert betrieben wird und ihre Weg- und Kraftgrenzen

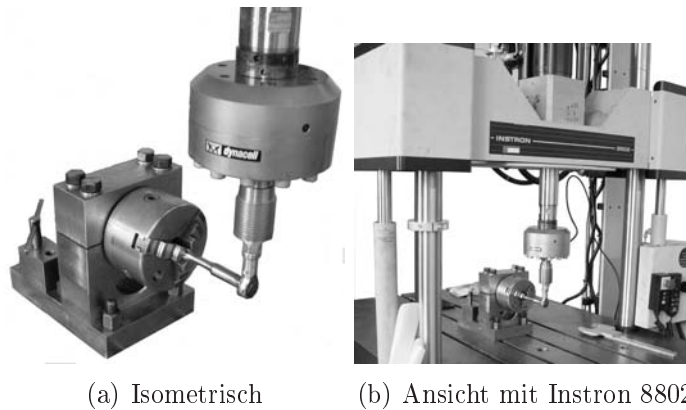


Abbildung 5.10: 3-Punkt-Biegevorrichtung, Proben $\varnothing 10$

zur Überwachung der Versuche dienen.

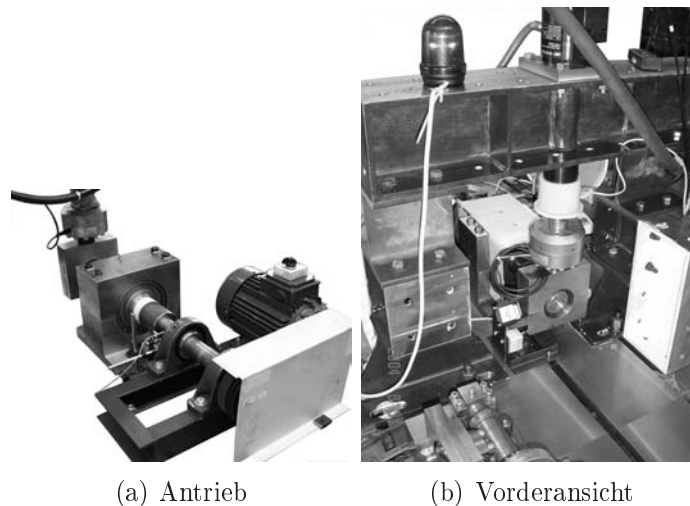


Abbildung 5.11: Umlaufbiegemaschine, Proben $\varnothing 50$

Der in Achsrichtung erforderliche Freiheitsgrad wurde durch das Achsialspiel des Pendelrollenlagers im Druckkopf ermöglicht, das mit Spannhülsen aufgespannt wird und so eine schnelle und schonende Montage erlaubt. Die Lager sind fettgeschmiert und eine eventuelle Kühlung wird mit einem Ventilator verwirklicht.

Die Probe wird durch einen 3kW/400V-Asynchron-Elektromotor mittels eines Keilriemenantriebs und einer Vorgelegewelle angetrieben. Der Motor wird nicht direkt vom Steuerkasten versorgt, sondern über einen Frequenzumrichter, wobei dieser allerdings auch als eigentliches Steuerelement dient, da die Drehzahl hier vorgegeben wird.

Zum Zählen der Umdrehungen wurde ein Universalzähler mit einem induktiven Sensor eingesetzt. Die Spannungsversorgung des Sensors ist an den Steuerkasten anzustecken, da beim Bruch der Probe und somit beim Abschalten der Steuerung die Umdrehungen im

Auslaufen nicht mehr berücksichtigt werden sollen.

5.1.7 Nomenklatur der Versuchsreihen

Sämtliche Versuchsreihen wurden zu ihrer Unterscheidung nach einer Nomenklatur benannt, die in der Abbildung 5.12 dargestellt ist. Im weiteren Text wird auf die entsprechenden Versuchsreihen daher über diese Nomenklatur Bezug genommen.

Werden Versuchsreihen mit einem gemeinsamen Merkmal angesprochen, so werden die Spezifikationen der unterscheidenden Merkmale weggelassen, sofern sie hinter jener des gemeinsamen Merkmals stehen, und mit durch „XX“ ersetzt, sofern sie vor dem gemeinsamen Merkmal stehen und die Bezeichnung damit eindeutig ist. Dies sei anhand einiger Beispiele genauer erläutert:

Bez.	Spezifikation
UB100	alle Versuchsserien mit $\varnothing 10\text{mm}$ unter Umlaufbiegung
XX10002	alle Versuchsserien mit $\varnothing 10\text{mm}$ und $\chi^* = 0.2\text{mm}^{-1}$
XX280	alle Versuchsserien aus Halbzeug $\varnothing 80$
ZD	alle Versuchsserien unter Zug-Druck

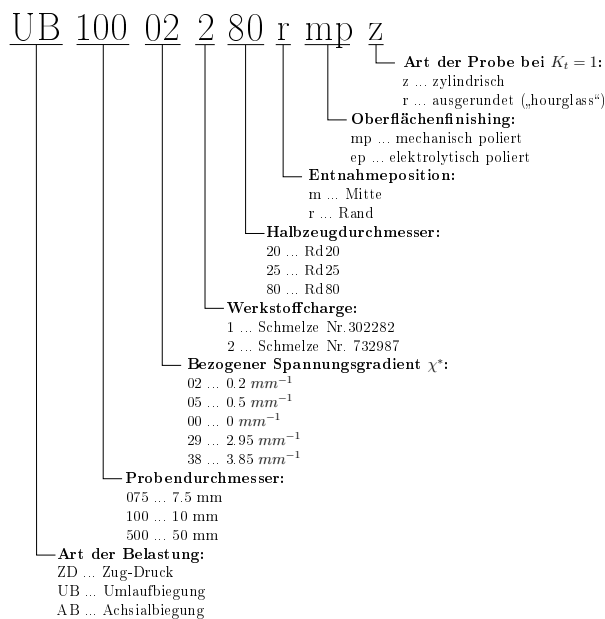


Abbildung 5.12: Nomenklatur der Versuchsreihen

5.2 Ergebnisse

5.2.1 Spannungsberechnung

Die Berechnung des Spannungsverlaufes in den Proben erfolgte über die Methode der Finiten Elemente. Hierzu stand eine bereits ältere Software COSMOS/M GeoStar Version

1.75A zur Verfügung, die alle in dieser Untersuchung nötigen Berechnungen zuließ. Jede Probe wurde rotationssymmetrisch mit linearen PLANE2D-Elementen modelliert. Diese erlaubten, sowohl symmetrische als auch asymmetrische Lastannahmen, sodass auch Biegefälle betrachtet werden konnten. Weiters erlaubten Symmetrie und Linearität der Elemente eine sehr hohe Auflösung bei vergleichbar geringem Rechenaufwand in Bereichen hoher Spannungsgradienten, da bekannt ist, dass die Genauigkeit der Bestimmung des Spannungsgradienten sehr stark von der Feinheit des FE-Gitters abhängt [40]. Die Lastaufgabe erfolgte unter einachsiger Zugbelastung über Applikation einer Kraft der Größe, welche erforderlich ist, um einen Probensektor von einem Radiant derselben Belastung auszusetzen. Es ergibt sich demnach

$$F = \frac{1}{2\pi} \cdot \tilde{F} \quad (5.5)$$

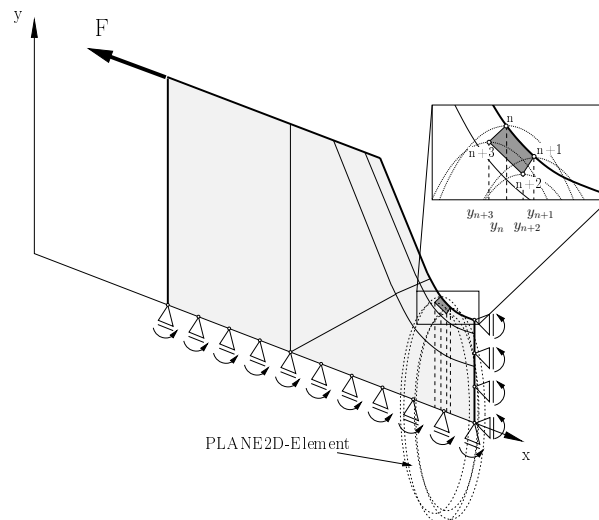


Abbildung 5.13: Modell für die FE-Spannungs- und Spannungsintegralberechnung

während unter Biegebelastung eine um den Umfang mit dem Kosinus des Winkels ϕ veränderliche Kraft aufgegeben wird. Das geforderte Biegemoment muss äquivalent sein dem Integral der infinitesimalen Einzelmomente, woraus sich die entsprechende Kraft berechnen lässt:

$$M = \int_0^{\frac{\pi}{2}} FD \cos^2 \varphi d\varphi = \frac{FD\pi}{2} \Rightarrow F = \frac{2M}{d\pi} \quad (5.6)$$

Die Auswertung der Spannungen erfolgte für die weitere Berechnung der Spannungsgradienten und der Spannungsintegrale nach der Gestaltänderungsenergiehypothese (GE-Hypothese) als dimensionslose Von Mises-Spannungen. Diese wurde von *Scholz* [143] als für mehrachsige Belastungen geeignet befunden, um die rissauslösenden Beanspruchungen

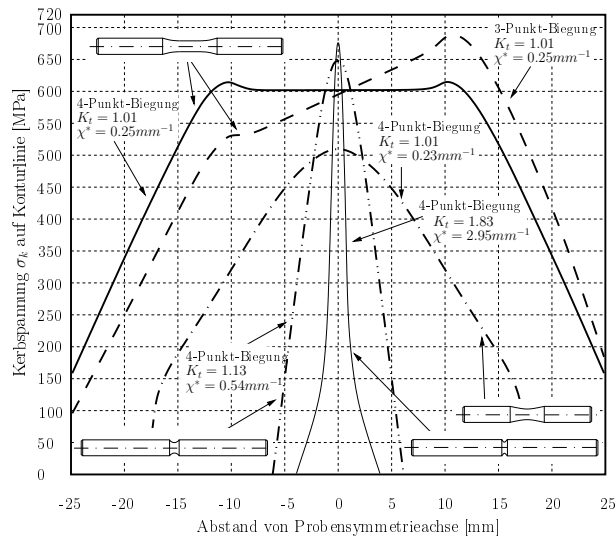


Abbildung 5.14: Verlauf der Von-Mises-Spannung entlang der Konturlinie der XX100-Proben

darzustellen. Ein Vergleich mit über die Normalspannungshypothese abgeleiteten Ergebnissen ergab eine Abweichung von weniger als 1% für die vorliegenden einachsigen Belastungen.

Die Spannungsverläufe in Richtung Werkstofftiefe wird durch den bezogenen Spannungsgradienten χ^* charakterisiert. Auslegungsgemäß liegt dieser bei allen Proben zwischen 0 mm^{-1} bzw. 0.2 mm^{-1} als Minimalwert und 3.85 mm^{-1} als Maximalwert.

Der Spannungsverlauf entlang der Konturlinie zeigt in allen Fällen einen symmetrischen Verlauf, mit Ausnahme der in Abbildung 5.14 dargestellten Kurve für den asymmetrischen Belastungsfall der 3-Punkt-Biegung bei der zylindrischen Probe. Auch die Kurven in Abbildung 5.16 wurden über 3-Punkt-Biegung aufgenommen, hier ist die Kerbwirkung aber größer als der Einfluss der asymmetrischen Belastung.

Die zylindrischen Proben zeigen immer am Übergang zwischen zylindrischer Prüfstrecke und Übergangsradius eine Spannungsüberhöhung von 1-2 % gegenüber der am zylindrischen Stück definierten Nennspannung (siehe Abbildungen 5.14 und 5.17). Diese maximal auftretende Spannung wurde daher auch als Berechnungsgrundlage für den Spannungsgradienten und die Spannungsintegrale herangezogen.

Der Spannungsverlauf in Umfangsrichtung nimmt den in Abbildung 5.15 dargestellten kosinusförmigen Verlauf an und ist für alle Proben ähnlich. Aufgrund der Skalierbarkeit wurden diese Spannungskurven für die übrigen Proben nicht mehr dargestellt.

Allen Spannungsdiagrammen gemeinsam ist die Skalierung jeder Kurve mit der im Experiment aufgetretenen dauerhaft ertragbaren Maximalspannung. Die Kurven nach Abbildungen 5.14-5.17 stellen daher im Zustand der Dauerfestigkeit vorliegende Vergleichs-spannungsverläufe dar und ihr Maximum entspricht der Wechselfestigkeit σ_w .

Die Plausibilität der Berechnungsergebnisse wurde durch eine Serie von FE-Berechnungen bewerkstelligt. Bei konstantem Nettoquerschnitt wurde der Kerbradius variiert, wobei dieser Vorgang für mehrere Probendurchmesser und die Lastfälle Achsialbiegung, Zug-Druck

Experimentelle Untersuchung

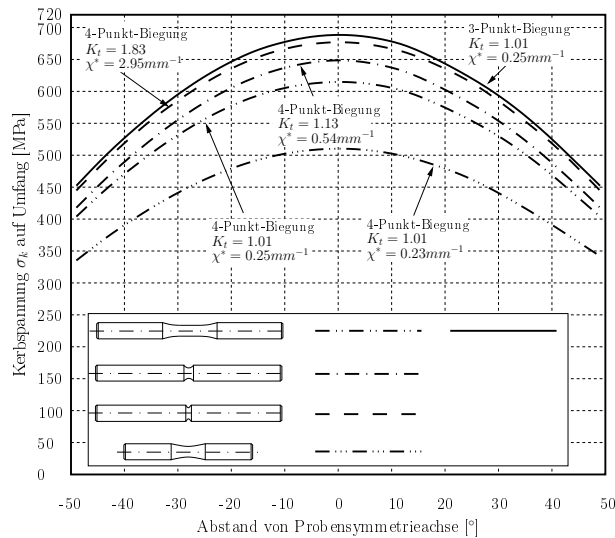


Abbildung 5.15: Verlauf der Von-Mises-Spannung entlang des Umfangs der ØXX100-Proben

und Umlaufbiegung wiederholt wurde. Die Berechnungsergebnisse sind in den beiden Abbildungen 5.19 und 5.18 dargestellt.

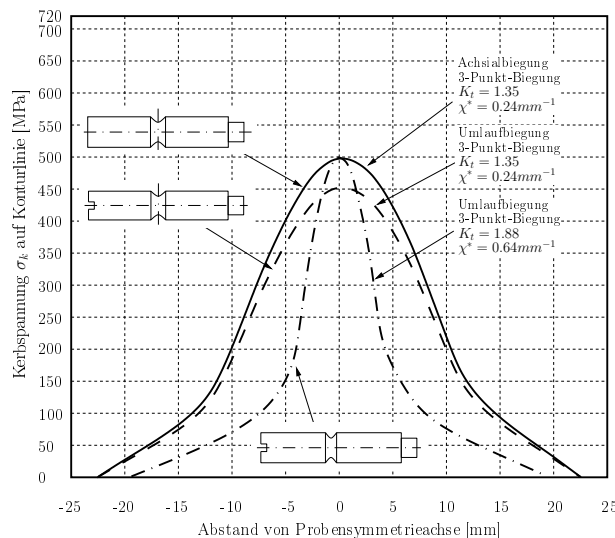


Abbildung 5.16: Verlauf der Von-Mises-Spannung entlang der Konturlinie der XX500-Proben

Es ergeben sich relativ glatte Kurvenzüge, das Verhältnis zwischen der elastischen Spannungsformzahl und dem bezogenen Spannungsverhältnis nimmt nach einem anfänglichen überproportionalen Gebiet in allen Kurvenästen einen logarithmisch linearen Verlauf an. Die sich ergebenden Beziehungen sind in den Darstellungen angegeben.

Für jede Probe wurden aus der Ergebnisdatei die Knoten-, Element- und Spannungsda-

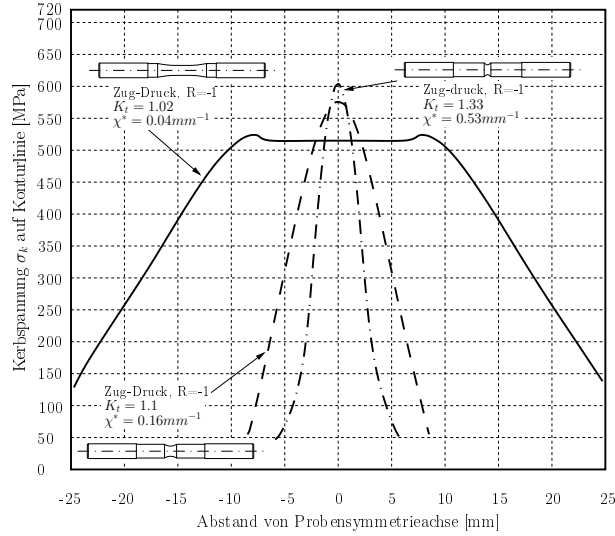


Abbildung 5.17: Verlauf der Von-Mises-Spannung entlang der Konturlinie der ZD-Proben

ten (Vergleichsspannung) ausgelesen und die entsprechenden Spannungsintegrale über das Kerbvolumen bzw. die Kerboberfläche berechnet. Die entsprechenden Gleichungen hierzu sind

$$A_\sigma = \int_A g^m dA = \int_A \left[\frac{\sigma_v(x, y, z)}{\sigma_{v,max}} \right]^m dA \quad (5.7)$$

$$V_\sigma = \int_V g^m dV = \int_V \left[\frac{\sigma_v(x, y, z)}{\sigma_{v,max}} \right]^m dV \quad (5.8)$$

Die Auswertung erfolgte numerisch durch Bildung der Summen über die elementspezifischen FE-Ausgabedaten nach

$$A_\sigma = \frac{1}{\sigma_{v,max}^m} \sum_{n=1}^{200} \sigma_{v,n}^m(x, y, z) \Delta A_{n, PLANE2D} \quad (5.9)$$

$$V_\sigma = \frac{1}{\sigma_{v,max}^m} \sum_{n=1}^{12000} \sigma_{v,n}^m(x, y, z) \Delta V_{n, PLANE2D} \quad (5.10)$$

mit den gemittelten Vergleichsspannungswerten der Knoten des jeweiligen Elementes und den finiten Bereichen nach 5.13:

$$\begin{aligned} \Delta V_{n,PLANE2D} = & \frac{\pi}{3} \cdot \left[(y_n x_{n+1} - y_{n+1} x_n) (y_n + y_{n+1}) + \right. \\ & + (y_{n+1} x_{n+2} - y_{n+2} x_{n+1}) (y_{n+1} + y_{n+2}) + \\ & + (y_{n+2} x_{n+3} - y_{n+3} x_{n+2}) (y_{n+2} + y_{n+3}) + \\ & \left. + (y_{n+3} x_n - y_n x_{n+3}) (y_{n+3} + y_n) \right] \end{aligned}$$

$$\Delta A_{n,PLANE2D} = \pi (y_n + y_{n+1}) \sqrt{(y_n + y_{n+1})^2 + (x_{n+1} + x_n)^2} \quad (5.11)$$

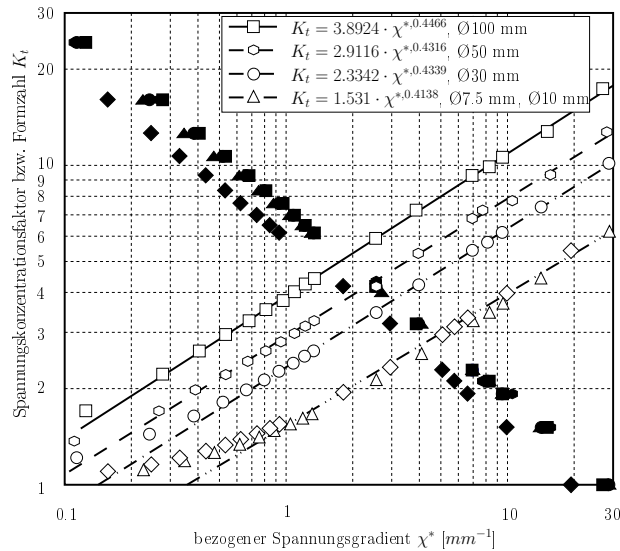


Abbildung 5.18: Zusammenhang zwischen der Formzahl K_t und dem bezogenen Spannungsgradienten χ^* bzw. dem Kerbgrundradius ρ unter Zug-Druck-Belastung bei unterschiedlichen Probendurchmessern

Dies entspricht je Biegeprobe einer Auswertung von 60000 bzw. je Zug-Druck-Probe von 12000 Knotenwerten. Bei Biegeproben wurde nicht der gesamte Umfang ausgewertet, sondern nur jeweils 50° , sodass aufgrund der Symmetrie insgesamt 200° des Umfangs berücksichtigt wurden. Der sich ergebende Fehler ist allerdings aufgrund der außerhalb dieses Bereiches geringen Spannungen und Weibullexponenten stets über 10 vernachlässigbar gering.

Der zur Berechnung der Spannungsintegrale erforderliche Weibullexponent m wurde aus der Streuung der Versuchsergebnisse erhalten. Hierzu wurden die Versuchsergebnisse von nach Chargenherkunft und Oberflächenbearbeitung her ähnlicher Proben zusammengefasst, normiert, und der Weibullexponent durch Regression im Weibulldiagramm erhalten. Voraussetzung hierfür ist die Annahme, dass sich die Streuung der Versuchsergebnisse allein aufgrund der Werkstoffzusammensetzung und der Oberflächenbearbeitung ergibt.

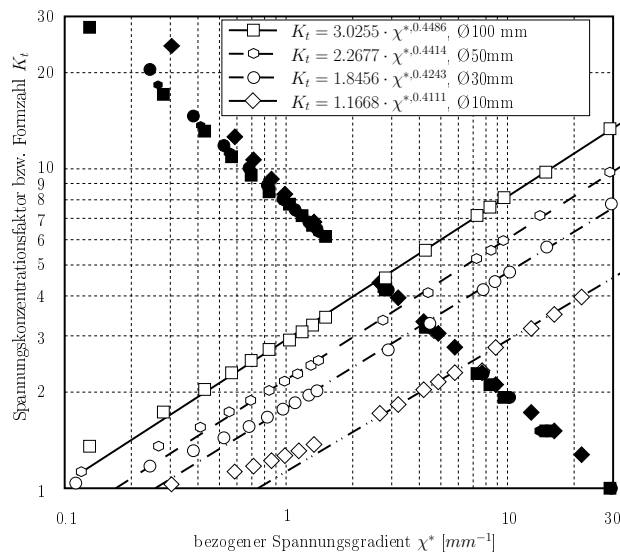


Abbildung 5.19: Zusammenhang zwischen der Formzahl K_t und dem bezogenen Spannungsgradienten χ^* bzw. dem Kerbgrundradius ρ unter Biegebelastung bei unterschiedlichen Probendurchmessern

Ähnliche Verfahren zur Bestimmung des Weibullexponenten finden sich in der Literatur z.B. bei *Böhm* [11], *Magin* [105, 106] und *Friedrich* [47].

Die Ergebnisse der Spannungsberechnung sind in Tabelle 5.2 zusammengefasst dargestellt und den einzelnen Versuchsreihen zugeordnet.

5.2.2 Statische Zugversuche

Die statischen Festigkeitskennwerte laut Herstellerangaben sind der Tabelle 5.3 zu entnehmen und wurden den Grenzwerten aus der ÖNORM EN 10083 gegenübergestellt. Deutlich ersichtlich ist die Abnahme der Proportionalitätsgrenze $\sigma_{p0.2}$ mit steigendem Halbzeugdiameter im Ausmaß von beinahe 11%, während die Zugfestigkeit σ_B nur um ca. 7.5% reduziert wird. Sämtliche Werte befinden sich aber innerhalb der von der Norm vorgesehenen Grenzen, die in den Zeilen 16-40 N und 40-100 N angegeben sind.

Die Bruchflächen der Proben zeigen die für einen hochfesten, zähen Stahl typische „napf-förmige“ Gestalt, sowie eine große Einschnürung (siehe Abbildung 5.20). Die Halbzeuge Rd \varnothing 20mm und Rd \varnothing 25mm aus unterschiedlichen Werkstoffchargen weisen nur geringfügige Unterschiede im Bereich der Zugfestigkeit R_m auf. Die Unterschiede bei der Bruchdehnung A im Vergleich zu den Herstellerangaben ergeben sich aus der unterschiedlichen Versuchsführung der Zugversuche, wobei sich die kleineren Werte bei kraftgesteuerten Versuchen ergibt. Die größeren Werte erhält man demgemäß bei dehnungsgesteuerten Versuchen.

In Anbetracht des zwangsläufig auftretenden technologischen Einflusses aufgrund der unterschiedlichen Durchmesser und der daraus resultierenden unterschiedlichen Maximalhärten wurden die Festigkeitskennwerte durch eigene Versuche nochmals kontrolliert und in Tabelle 5.4 wiedergegeben. Die dazugehörigen Verfestigungskurven befinden sich im

Versuchsreihe	D	ρ	α	K_t	χ^*	m	A_σ	V_σ
–	[mm]	[mm]	–	–	[mm^{-1}]	–	[mm^2]	[mm^3]
ZD07500120mepz	7.5	∞	–	1.02	0.04	29.1	321.10	457.56
ZD07502120mep	7.5	10.5	–	1.10	0.16	29.1	49.28	8.28
ZD07505120mep	7.5	3.5	90°	1.33	0.53	29.1	28.31	1.76
UB10002120mmpz	10	∞	–	1.01	0.25	17.9	581.85	142.66
UB10002225mmpz	10	∞	–	1.01	0.25	17.9	581.85	142.66
UB10005120mmp	10	7	90°	1.13	0.54	17.9	58.58	7.27
UB10029225mmp	10	1	90°	1.83	2.95	17.9	10.27	0.22
AB10002120mmpz	10	∞	–	1.01	0.25	17.9	108.13	6.64
UB10005225mmp	10	7	90°	1.13	0.54	17.9	58.58	7.27
UB10002225mepz	10	∞	–	1.01	0.25	29.1	458.57	72.40
UB10002280rmpz	10	∞	–	1.01	0.25	43.8	348.81	37.62
UB10002280rmpr	10	60	–	1.01	0.23	43.8	120.16	12.14
UB10005280rmp	10	7	90°	1.13	0.54	43.8	37.10	1.87
UB10038280rmp	10	0.75	90°	2.03	3.85	43.8	6.33	0.05
UB10002280mmpr	10	60	–	1.01	0.23	43.8	120.17	12.14
UB10002280mmpz	10	∞	–	1.01	0.25	43.8	348.81	37.62
UB50002280mmp	50	13.1	90°	1.35	0.24	43.8	485.54	568.12
AB50002280mmp	50	13.1	90°	1.35	0.24	43.8	58.13	68.22
UB50005280mmp	50	4.6	90°	1.88	0.64	43.8	199.05	11.00

Tabelle 5.2: Ergebnisse der Spannungsberechnung

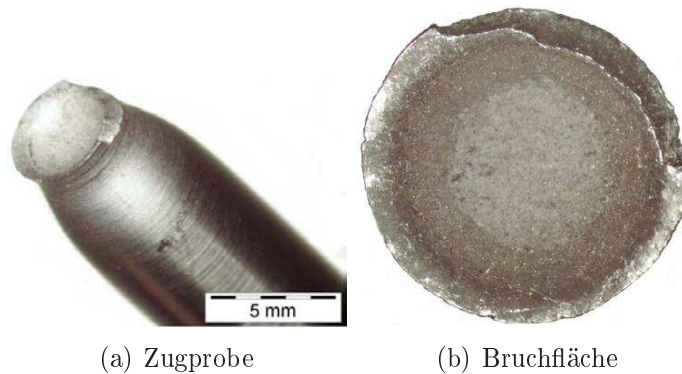


Abbildung 5.20: Typisches Aussehen einer zerrissenen, statischen Zugprobe mit ihrem napfförmigen Bruchbild

Diagramm der Abbildung 5.21. Demzufolge beträgt die Festigkeitsabnahme innerhalb des Halbzeugs RdØ80 vom Rand zur Mitte hin über 100 MPa und damit 10% bei Betrachtung der Streckgrenze $\sigma_{p0.2}$, während auch die Bruchdehnung um mehr als 15% abnimmt. Alle übrigen Werte entsprechen den Herstellerangaben.

Für die Zug-Druck-Wechselfestigkeit σ_{zdw} lassen sich aus den gemessenen Werten der Ta-

Experimentelle Untersuchung

Stangen-Ø	Schmelze	$\sigma_{p0.2}$ min.	σ_B	A5 min.	Z min.
[mm]	[-]	[MPa]	[MPa]	[%]	[%]
16-40 N		900	1100-1300	10	45
20	302282	1128	1189	15.4	60
25	732987	1070	1168	16	58
40-100 N		800	1000-1200	11	50
80	732987	1006	1100	14.6	59
Stangen-Ø	Schmelze	KV1	KV2	KV3	KV
[mm]	[-]	[J]	[J]	[J]	[J]
16-40 N		min. 45			
20	302282	64	64	68	65
25	732987	81	73	82	78
40-100 N		min. 45			
80	732987	58	55	59	57

Tabelle 5.3: Statische Festigkeitskennwerte von 34CrNiMo6 entsprechend Herstellerangabe

Stangen-Ø	Schmelze	E-Modul	$\sigma_{p0.05}$	$\sigma_{p0.1}$	$\sigma_{p0.2}$	σ_B
[mm]	[-]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]
20	302282	208590	1103.8	1120.1	1128.4	1203.9
20	302282	208011	1116.3	1132.2	1139.5	1210.1
25	732987	208029	1038.4	1064.3	1079.4	1177.5
25	732987	207376	1035.2	1061.1	1075.1	1169.4
80 Rand	732987	203619	910.6	979.9	1008.7	1099.6
80 Mitte	732987	206601	810.4	878.8	907.6	1027.3
Stangen-Ø	Schmelze	A_g	A_{gt}	A	A_t	
[mm]	[-]	[%]				
20	302282	6.2	6.8	7.1	7.1	
20	302282	6.3	6.9	7.3	7.8	
25	732987	7.0	7.6	8.0	8.6	
25	732987	6.9	7.5	7.8	8.3	
80 Rand	732987	6.2	6.7	13.8	14.3	
80 Mitte	732987	5.4	5.9	11.4	11.8	

Tabelle 5.4: Statische Festigkeitskennwerte von 34CrNiMo6 entsprechend eigener Versuche

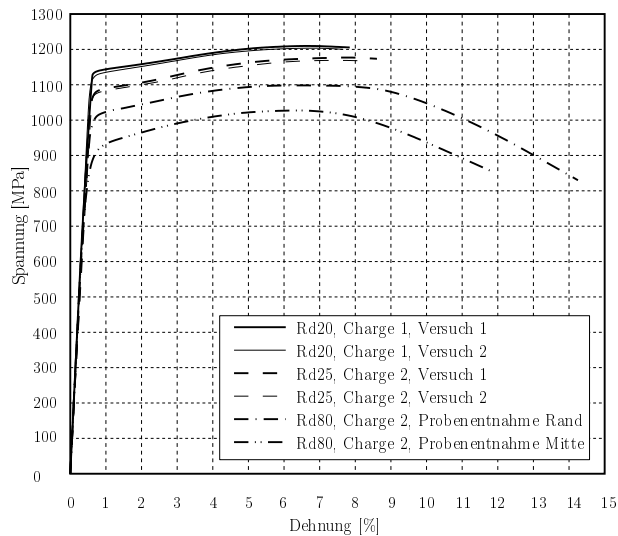


Abbildung 5.21: Ergebnisse der statischen Zugversuche mit 34CrNiMo6

Festigkeitswert	RdØ20	RdØ25	RdØ80,Rand	RdØ80,Mitte
σ_{zdw,σ_B}	494.7	458.7	453.3	425.5
$\sigma_{zdw,\sigma_{p0.2}}$	571.4	546.7	516.8	472.7

Tabelle 5.5: Vorhersagewerte für σ_{zdw}

belle 5.4 nach den Korrelationsformeln von *Hück et al.* [60] bereits Vorhersagen machen, die in der folgenden Tabelle 5.5 zusammengefasst sind und als Plausibilitätskontrolle für die nachfolgenden dynamischen Versuche herangezogen werden können.

5.2.3 Härtemessungen

Ein Unterschied zwischen den einzelnen Halbzeugen besteht auch in der Art der Vergütung. Während die Stangen der Halbzeuge RdØ20mm und RdØ25mm induktiv vergütet wurden, erfolgte die Wärmebehandlung bei den Stangen Ø80mm im Ofen. In der Tabelle 5.6 sind die entsprechenden Wärmebehandlungsparameter der beiden Chargen laut Hersteller (Abnahmeprüfungszeugnis 3.1B) eingetragen.

Zum Vergleich wurden die Härteverläufe von sowohl dem Versuchsmaterial (RdØ20, RdØ25 und RdØ80) als auch von Halbzeug RdØ140 und einem Kurbelwellenmaterial eines Großgasmotors gemessen. Dies diente insbesondere dazu, den maximalen Härteunterschied zwischen Versuchs- und Fertigungsmaterial festzustellen.

Man erkennt, dass der Härteabfall zwischen RdØ20 und RdØ80 am deutlichsten ausfällt. Hingegen nehmen die Härteschwankungen aufgrund von Seigerungen der Legierungselemente - insbesondere des Kohlenstoffes - in den größeren Durchmessern, also auch dem Fertigungsmaterial, deutlich zu und betragen bis zu 30% der Gesamthärte. Randentkoh-

Experimentelle Untersuchung

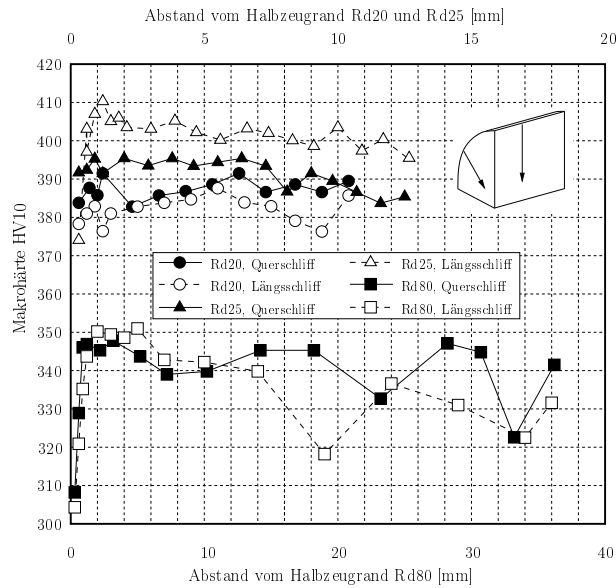


Abbildung 5.22: Härtemessung am Versuchsmaterial 34CrNiMo6 im Längs- und Querschliff

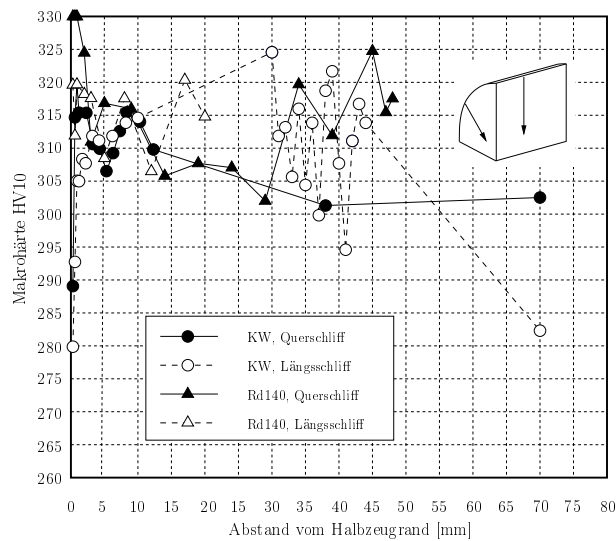


Abbildung 5.23: Härtemessung an einem Kurbelwellenzapfen eines Großgasmotors und an Halbzeug Rd140 im Längs- und Querschliff (34CrNiMo6)

lung der Stangen RdØ80 führt zu einem Abfall der Randhärte in einem Bereich von ca. 5 mm, der allerdings aufgrund der größeren Spantiefe selten ins Gewicht fällt. Dennoch ist die Härte laut Literatur (z.B. [126]) einer der wichtigsten Einflussparameter bei der Vorhersage der zyklischen Festigkeitswerte eines Werkstückes. Dies ist auch deutlich anhand der Messungen der statischen Festigkeit in Tabelle 5.4 erkennbar, insbesondere bei der Überprüfung des Festigkeitsabfalls innerhalb des Halbzeugs RdØ80 zwischen

Härteparameter					
Stangen-Ø	T_{Hart}	t_{Hart}	KM1	t_{Tauch}	KM2
[mm]	[°C]	[min]	[-]	[min]	[-]
20,25	900	ind.	Aquatensit	[-]	[-]
80	850	60	Wasser,15% Quenchant	4	Luft
Anlassparameter					
Stangen-Ø	T_{Anlass}	t_{Anlass}	KM3		
[mm]	[°C]	[min]	[-]		
20,25	670	ind.	Luft		
80	540	60	Luft		

Tabelle 5.6: Wärmebehandlungsparameter entsprechend Herstellerangabe

Rand und Mitte. Die Härte korreliert entsprechend *DIN 50150* mit der Zugfestigkeit σ_B im Mittel nach der Formel

$$\sigma_B = 3.38 \cdot H_V \quad (5.12)$$

sodass sich die Zugfestigkeiten der Halbzeuge gleich verhalten müssten wie die Härten. In der folgenden Zusammenstellung sind Härte und Zugfestigkeit der Halbzeuge zueinander in Verhältnis gesetzt dargestellt, wobei die Werte am Rand des Halbzeugs RdØ80 als Basis herangezogen wurden. Es ergeben sich deutliche Unterschiede, sodass eine Korrelation der Härte mit der Wechselfestigkeit mit einer noch größeren Streubreite als $\pm 15\%$ behaftet sein dürfte, einem Wert, der von [60] auf Basis von Zugfestigkeitswerten angegeben wird. Die Verhältniszahlen sind aufgrund der Korrelation bereits grobe Anhaltswerte für den technologischen Einfluss und sind durch die folgenden dynamischen Versuche zu bestätigen. Der Faktor in Korrelationsformel 5.12 ist somit mit 3.07 anzusetzen und damit um mehr als 10% kleiner als der in der Literatur angegebene Wert von 3.4-3.6 [141].

	RdØ20	RdØ25	RdØ80,Rand	RdØ80,Mitte
H_V	1.16	1.13	1	0.97
σ_B	1.1	1.01	1	0.93

5.2.4 Gefügeuntersuchungen

Die drei Halbzeuge RdØ20, RdØ25 und RdØ80 wurden hinsichtlich ihrer Gefügeausbildung am Institut für Metallkunde und Werkstoffprüfung der Montanuniversität Leoben unter drei Gesichtspunkten untersucht:

- der Ausbildung des Sekundärgefüges
- der Ausbildung des Primärgefüges bzw. der Austenitkorngröße
- der sulfidischen Einschlüsse

Zur Beurteilung der Mikrostruktur wurden von den oben genannten Halbzeugen sowohl Längs- als auch Querschliffe entnommen, die sich über den gesamten Querschnitt erstrecken. Die Beurteilung des Gefügestandes erfolgte jeweils am Rand, im Bereich des halben Radius und in der Kernzone. Die Entwicklung des Sekundärgefüges erfolgte mit Hilfe einer Nitalätzung, für das Primärgefüge wurden Pikrinsäureätzungen durchgeführt.

Mikrostruktur Rd20 Die Ausbildung des Sekundärgefüges in Längs- und Querrichtung ist für die jeweiligen Zonen in den Abbildungen 5.24 bzw. 5.25 dargestellt. Alle Aufnahmen zeigen eine vorherrschende Zwischenstufe, wobei keine Randentkohlung auftritt.

Die Einschlussdichte nimmt von der Randzone bis hin zur Kernzone deutlich zu (siehe Abbildung 5.24 a, c und f) und besteht in der Mehrzahl aus MnS. Dasselbe gilt für die sich in hellen und dunklen Zonen zeigenden Seigerungserscheinungen. Beim Stranggussverfahren bildet sich eine über dem Querschnitt asymmetrische Verteilung kugelförmiger Einschlüsse [75, 74], die beim Walzen verformt werden. Durch den Walzvorgang sind die weichen Einschlüsse im Längsschliff deutlich in die Länge gezogen und als achsial ausgerichtete Nadeln sichtbar, während sie im Querschliff nur als Kreise erkennbar sind. Solche langgestreckte Nadeln stören den Kraftfluss deutlich weniger, als etwa kugelige harte Einschlüsse des oxidischen Typs.

Die Abbildungen 5.26 und 5.27 stellen die Ausbildung des Austenitkornes dar, ebenfalls für Längs- und Querrichtung. Die durchschnittliche Korngröße beträgt einheitlich für alle Zonen ca. $10 \mu m$.

Mikrostruktur Rd25 Die entsprechenden Gefügaufnahmen für das Primär- und Sekundärgefüge sind in den Abbildungen 5.28 bis 5.31 dargestellt. Es besteht kein wesentlicher Unterschied zu den Gefügebildern der Proben von Rd20, allerdings zeigt der Querschliff eine deutliche Randentkohlung mit Auftreten von weichem Ferrit, wodurch die dort vorliegende Zwischenstufe etwas heller erscheint. Die langgezogenen weichen Einschlüsse erreichen Längen von deutlich über $50 \mu m$ und nehmen in Richtung Halbzeugkern deutlich zu.

Mikrostruktur Rd80 Abbildungen 5.32 bis 5.35 zeigen die Ausbildung der Mikrostruktur der Halbzeugstangen Rd80. Durch den geringeren Umformgrad sind auch die Nadeln der Einschlüsse dicker als bei den kleinen Halbzeugen. Es zeigt sich – insbesondere für den Kernbereich – ein Mischgefüge aus feiner und grober Zwischenstufe, sodass man hinsichtlich der Korngröße zwei Bereiche unterscheiden muss:

Randbereich	$10 \mu m$
Kernbereich	$10 - 30 \mu m$

5.2.5 Einschlussuntersuchung

In Abbildung 5.36 sind die Ergebnisse der Einschlussuntersuchung an polierten Proben der drei Halbzeuge dargestellt. Einschlussgrößen unter einer Fläche von $5 \mu m^2$ wurden

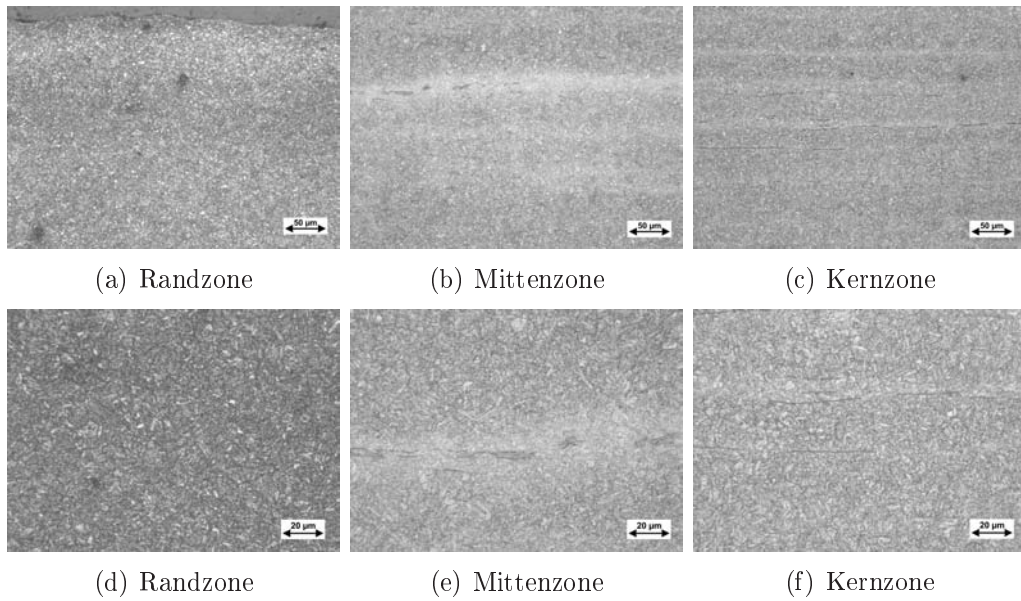


Abbildung 5.24: Sekundärgefüge des Halbzeugs Rd20 im Längsschliff

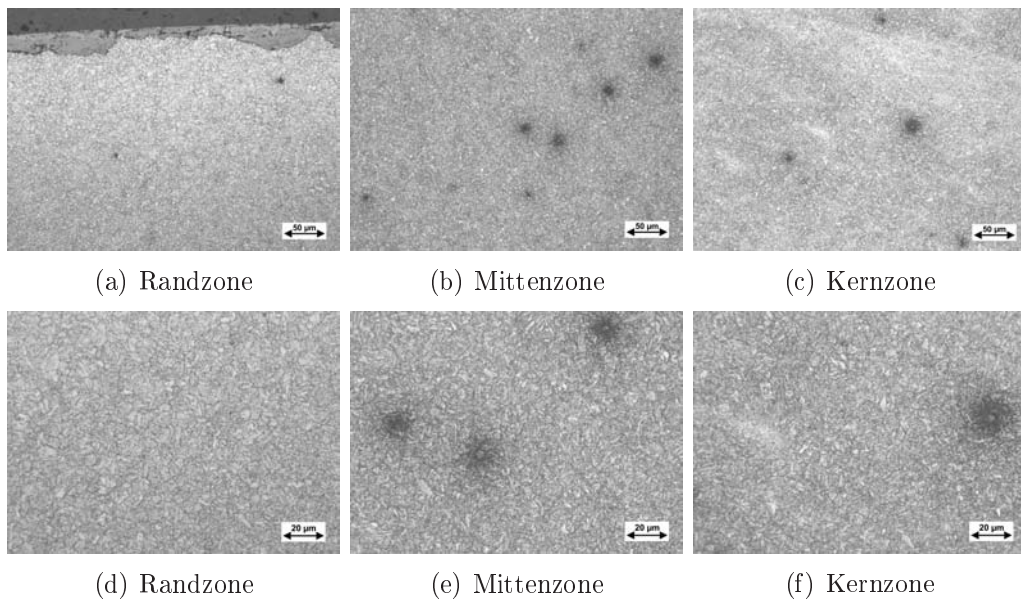


Abbildung 5.25: Sekundärgefüge des Halbzeugs Rd20 im Querschliff

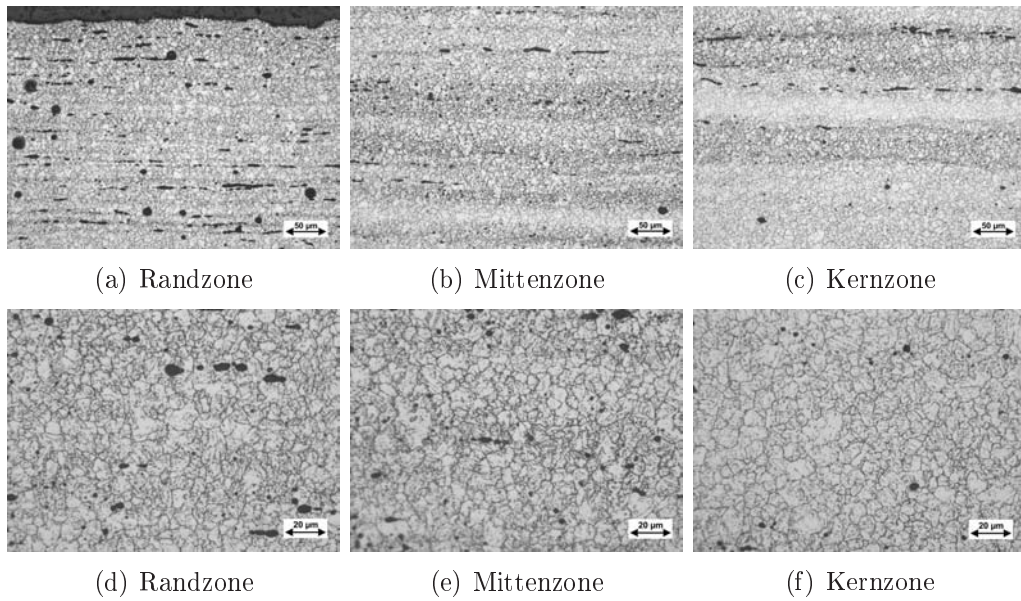


Abbildung 5.26: Primärgefüge des Halbzeugs Rd20 im Längsschliff

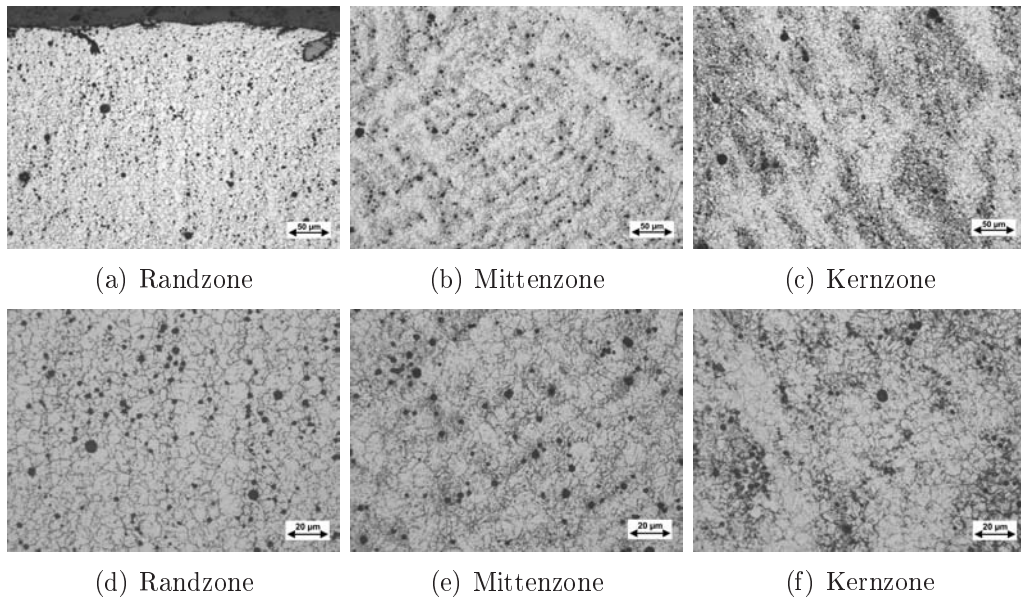


Abbildung 5.27: Primärgefüge des Halbzeugs Rd20 im Querschliff

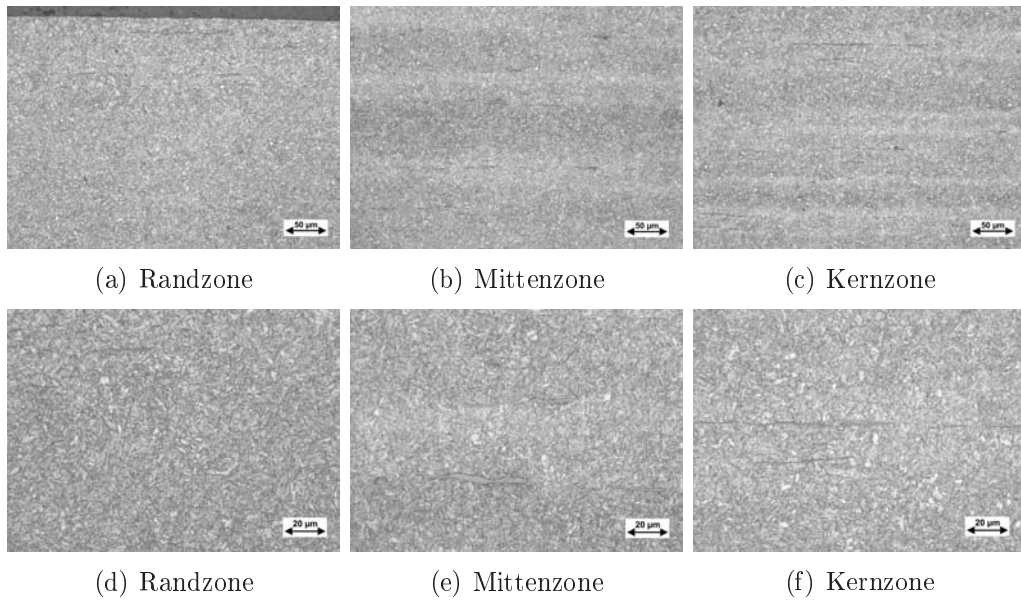


Abbildung 5.28: Sekundärgefüge des Halbzeugs Rd25 im Längsschliff

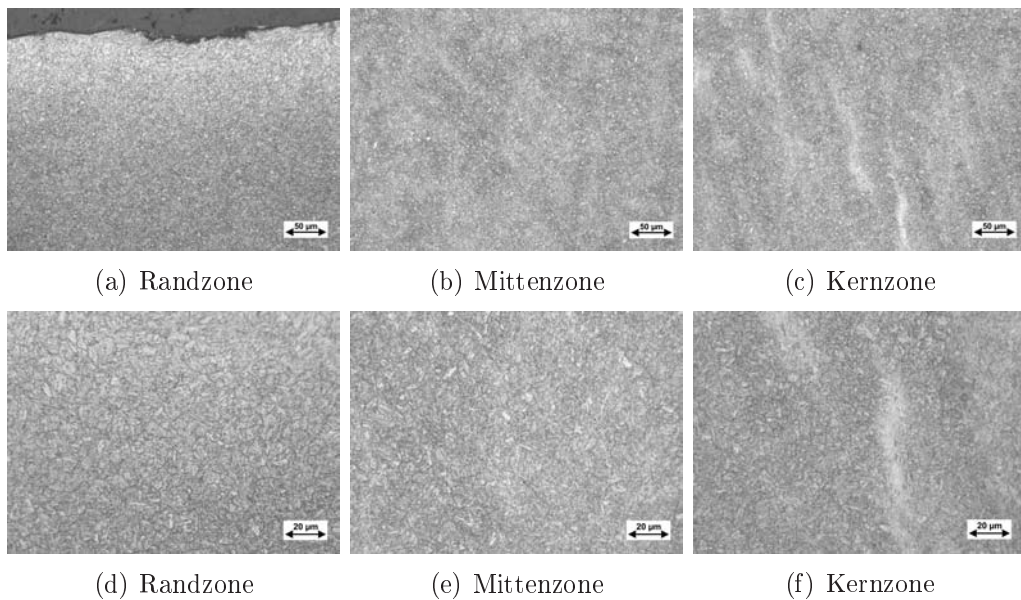


Abbildung 5.29: Sekundärgefüge des Halbzeugs Rd25 im Querschliff

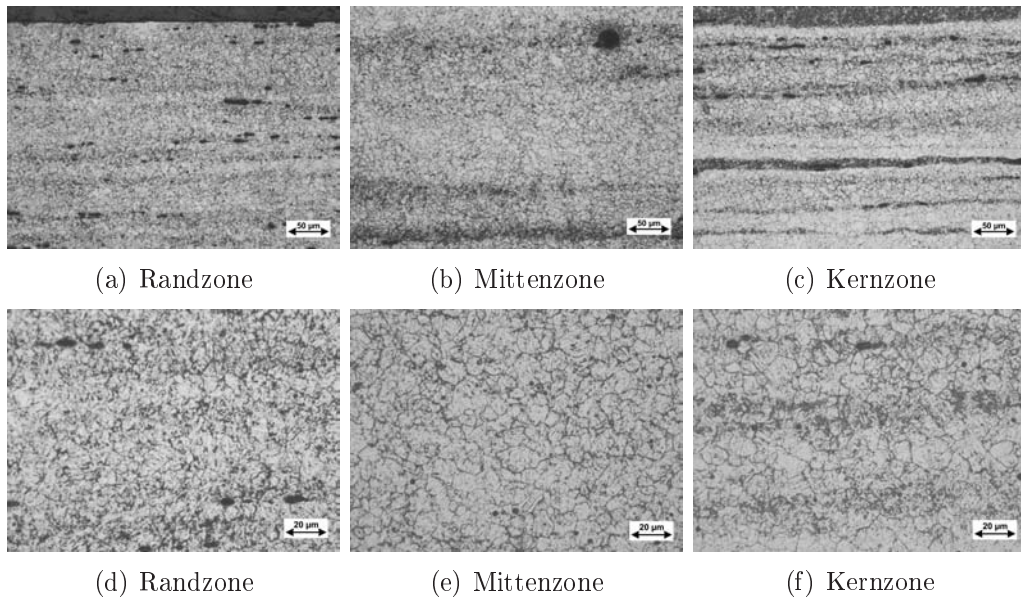


Abbildung 5.30: Primärgefüge des Halbzeugs Rd25 im Längsschliff

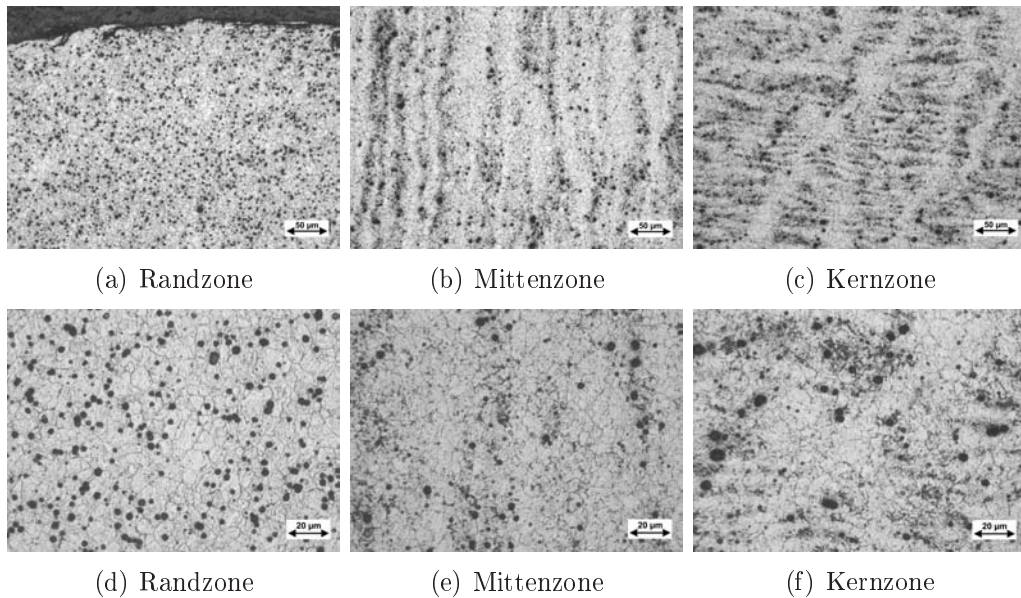


Abbildung 5.31: Primärgefüge des Halbzeugs Rd25 im Querschliff

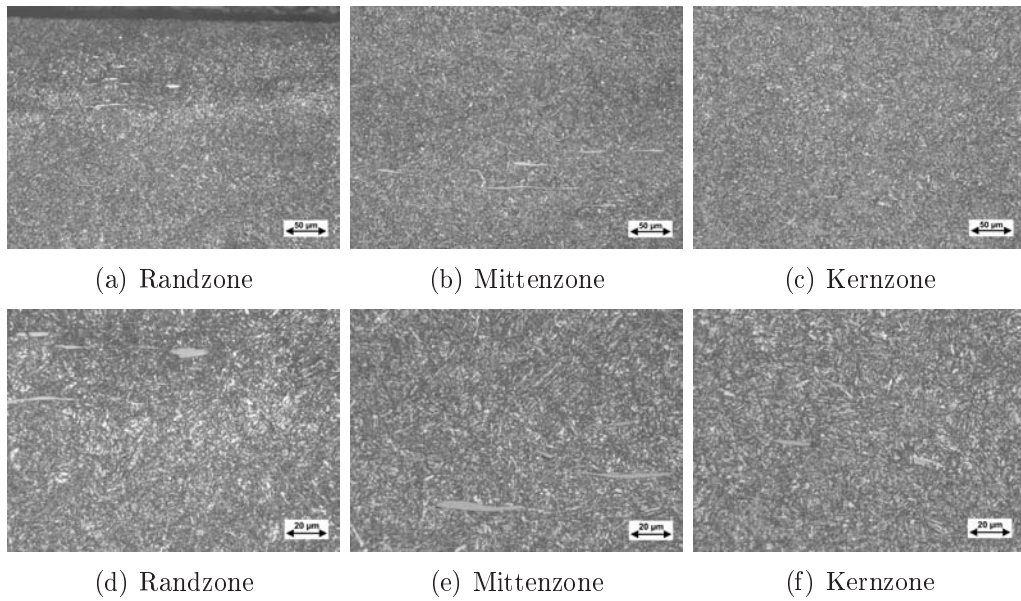


Abbildung 5.32: Sekundärgefüge des Halbzeugs Rd80 im Längsschliff

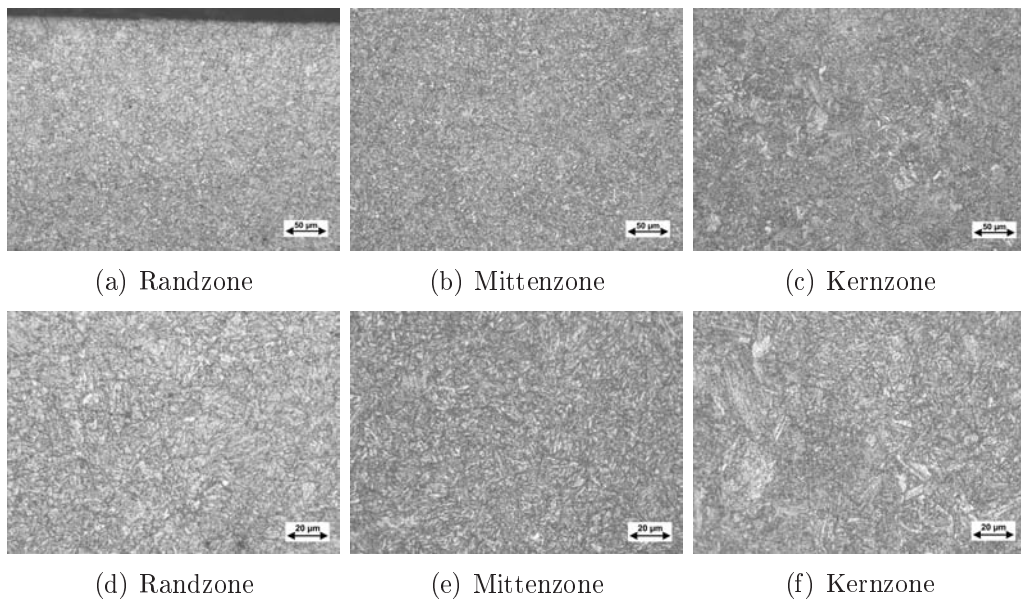


Abbildung 5.33: Sekundärgefüge des Halbzeugs Rd80 im Querschliff

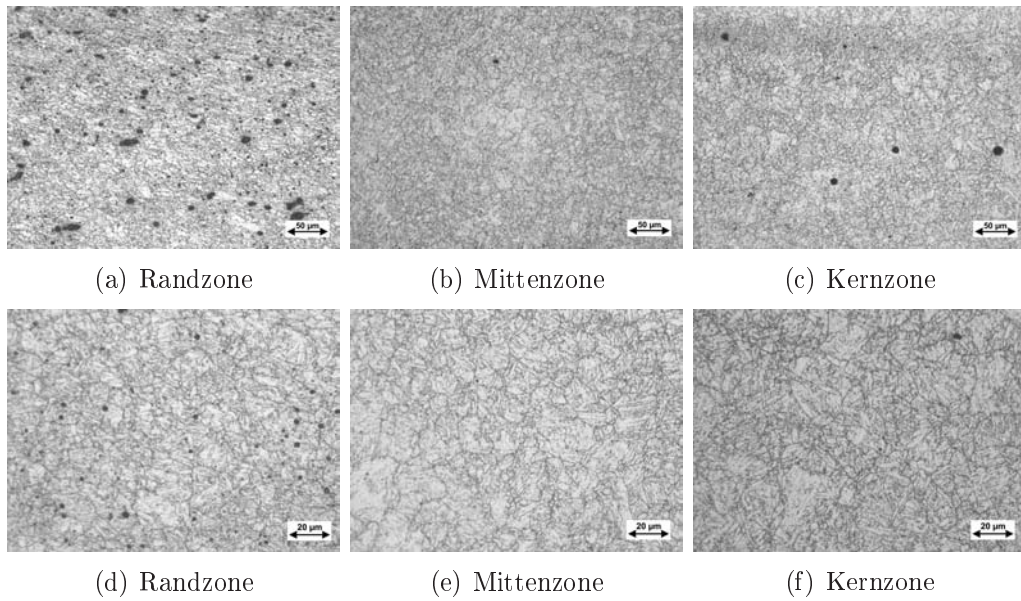


Abbildung 5.34: Primärgefüge des Halbzeugs Rd80 im Längsschliff

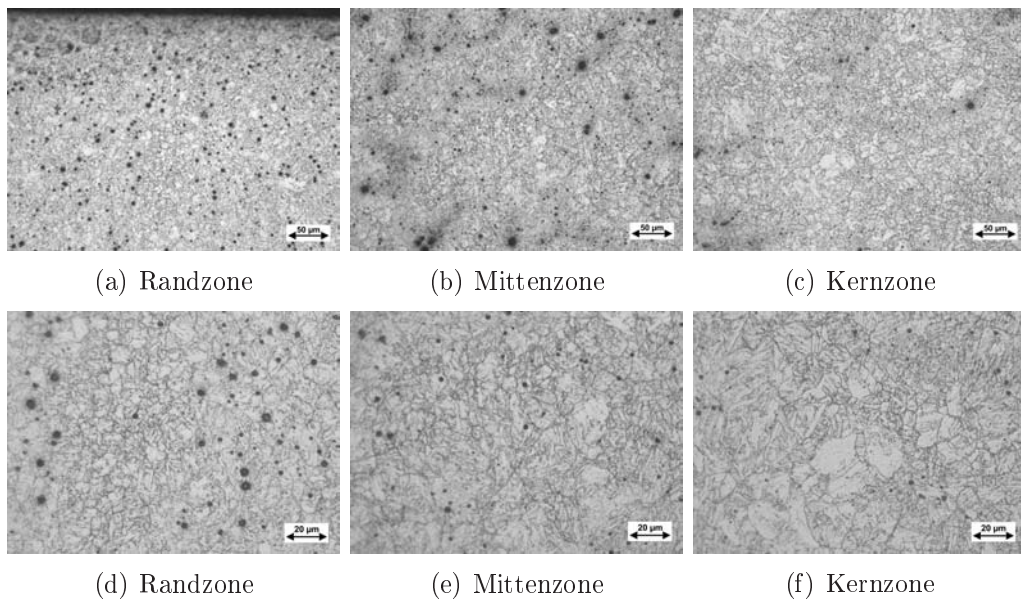


Abbildung 5.35: Primärgefüge des Halbzeugs Rd80 im Querschliff

zusammengefasst und größere Achtung auf den Bereich $>10\mu\text{m}^2$ gelegt.

Es wurden Schiffe von zwei unterschiedlichen Instituten ausgewertet, wobei eines nur zwei Schiffe (RdØ20 längs und RdØ25 quer) mit einer Fläche von jeweils 6 mm^2 begutachtete, während zweiteres von allen drei Halbzeugen jeweils den Längs- als auch den Querschliff untersuchte. Aufgrund des großen Aufwandes beschränkte man sich hier allerdings auf eine Fläche von 2.4 mm^2 , also nur 40% der vom ersten Institut ausgewerteten Fläche. Zudem wurde die Schrittweite der ausgewerteten Einschlussgrößen weiter gewählt.

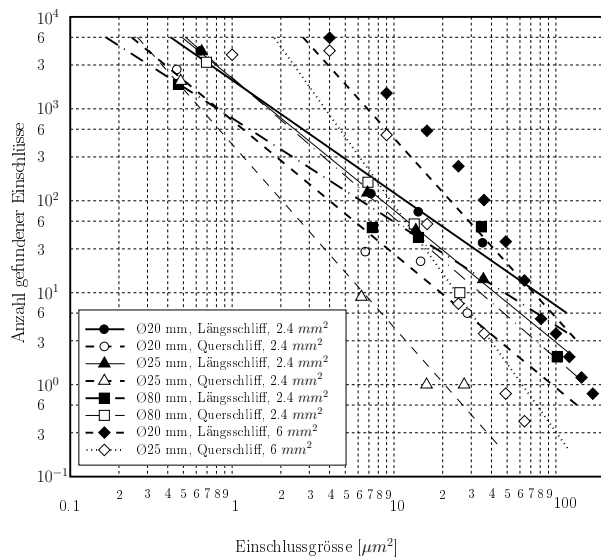


Abbildung 5.36: Einschlusszählung an polierten Halbzeugproben im Längs- und Querschliff

Tendenziell sind in den Querschliffen weniger Einschlüsse als in den Längsschliffen zu finden, dadurch ersichtlich, dass Verteilungskurven für Querschliffe gegenüber den Kurven für Längsschliffe nach links parallel verschoben sind.

Je flacher die Regressionskurven sind, desto stärker verschmutzt erscheint das Material. Dies kann einerseits an der tatsächlichen Verschmutzung liegen, andererseits aber am Schnitteffekt bei der Präparation von metallographischen Schliffen, bei denen große Einschlüsse eher geschnitten und ausgewertet werden als kleine [160].

Die Proportionalität von statischen und dynamischen Festigkeitskennwerten ist nur bis zu Zugfestigkeitswerten zwischen 1200 und 1500 MPa gewährleistet. Bei einer weiteren Steigerung der Zugfestigkeit über diese Grenze hinaus nimmt die Schwingfestigkeit nur noch geringfügig zu oder sogar wieder ab [19, 67, 193, 77, 68, 126].

Sind die Stähle dagegen in Sonderverfahren der Sekundärmetallurgie erschmolzen worden (Elektroschlackeumschmelzverfahren, Vakuumschmelzverfahren), wird dieser Effekt nicht beobachtet [68, 106].

Die Abweichungen von der Proportionalität sind demnach auf einen größeren Anteil nicht-metallischer Einschlüsse in konventionell erschmolzenen Stählen zurückzuführen. Das Material der Durchmesser Ø20mm und Ø25mm wurde im Linz-Donawitz-Verfahren erschmol-

zen, die Erschmelzung der Stangen des Durchmessers $\varnothing 80\text{mm}$ erfolgte hingegen elektrisch unter Vakuum. Es war daher zu erwarten, dass dieses Material einen höheren oxidischen Reinheitsgrad haben wird als ersteres, da nichtmetallische Einschlüsse im wesentlichen aus dem Desoxidationsprozess stammen und ihre Menge stark vom Sauerstoffgehalt der Schmelze abhängt [106].

Dies ist darauf zurückzuführen, dass im Bereich der Wechselfestigkeit σ_w entstandene nicht fortschreitende Risse bei höheren Werten der Festigkeit (H_V , σ_B , etc.) zu kleineren Grenzwerten von Risslängen tendieren [126]. Dieser Umstand lässt sich auch durch eine einfache Rechnung bestätigen, wenn man in die Gleichung für den Spannungsintensitätsfaktor K den z.B. für Stahl typischen Wert $4 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ sowie für die Wechselfestigkeit σ_w den folgenden Term einsetzt, der für einen Rissausgang von Gleitbandrissen und hoher Festigkeit typisch ist:

$$K_0 = 0.65 \cdot H_V \cdot 1.6 \cdot \sqrt{\pi a \sqrt{\pi}} \quad (5.13)$$

Nach Auflösung nach der Risslänge a erhält man als Grenzbedingung für die maximal zulässige Härte H_V

$$a_{\text{Grenz}} = \frac{2.66}{H_V^2} \quad (5.14)$$

In heutzutage großtechnisch herstellbaren Stahlreinheiten ist von einer maximalen Defektgröße von $10\text{-}20 \mu\text{m}$ auszugehen, sodass eine sinnvolle Härtung nur zwischen $370\text{-}520 H_V$ möglich wäre. Dies ist allerdings auch eine Funktion des hochbeanspruchten Bereiches, also der makroskopischen Kerbgröße. Aus der Abbildung 5.36 erkennt man, dass das Versuchsmaterial durchaus Einschlussgrößen von deutlich mehr als $20 \mu\text{m}$ aufweist. Es kann daher mit dem vorliegenden Material keine Untersuchung mit oberflächengehärteten Proben erfolgen. Eine Untersuchung des Größeneinflusses anhand vergüteter Proben erscheint allerdings durchaus möglich.

5.2.6 Eigenspannungsmessungen

Zur Ermittlung der Eigenspannungen in der Werkstückoberfläche, welche zwangsläufig durch die mechanische Bearbeitung induziert werden, wurden an zwei verschiedenen Instituten entsprechende Messungen nach dem Röntgenbeugungsverfahren durchgeführt.

Es standen hierzu Diffraktometer der Marke SEIFERT PTS 300 mit einem Szintillationsdetektor und einer Eulerwiege, sowie ein weiteres Gerät der Marke XSTRESS 3000, bestehend aus einem Goniometer und einer Zentraleinheit zur Verfügung. Beide Geräte arbeiten mit $\text{Cr-K}\alpha$ -Strahlung der Wellenlänge 0.2291 nm , deren Beugungen am $\text{Fe}[211]$ -Kristall ($2\theta \sim 156.115^\circ$) gemessen werden. Der Strahldurchmesser betrug in beiden Fällen 1 mm mit einer Belichtungszeit von 30s .

Folgende Fragestellungen waren zu klären:

- Werkstücktiefe, bis zu der Eigenspannungen relevant sind
- Höhe, bis zu der Eigenspannungen Eingang in die Berechnungen finden sollten

- Stabilität der Eigenspannungen im Übergangsbereich zwischen Zeitfestigkeit und Dauerfestigkeit
- Unterschied zwischen Eigenspannungen in Probenlängs- und Probenumfangsrichtung

Tiefenprofile

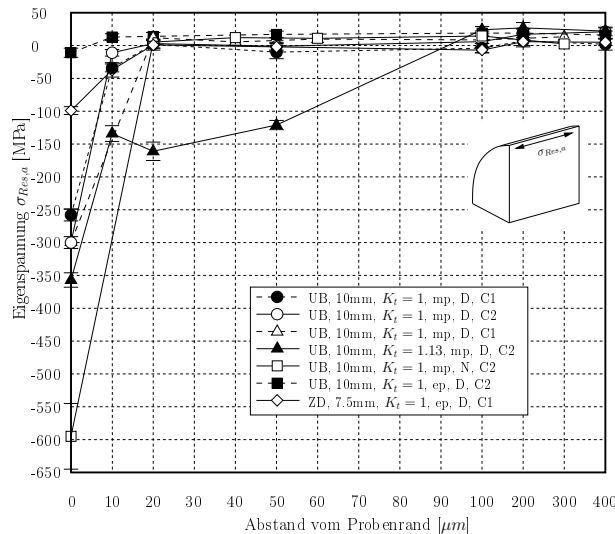


Abbildung 5.37: Tiefenprofile der axialen Eigenspannungen

Die Ermittlung der Tiefenprofile der Randeigenspannungen erfolgte durch elektrolytisches Abtragen einzelner Schichten und anschließender Spannungsmessung durch Röntgenbeugung. Durch die geringe Eindringtiefe der Röntgenstrahlung in das Material ist diese Methode sehr genau.

Bei der Darstellung der Daten wurde nur nach der Spannungsrichtung unterschieden. Die Verläufe sind für sieben Proben jeweils in Umfangs- und Achsialrichtung in den beiden nachfolgenden Abbildungen 5.37 und 5.38 dargestellt.

Bei allen Messungen an mechanisch polierten Proben findet man Druckeigenspannungen bis ca. 0.02mm Abstand vom Probenrand. Ab dieser Tiefe herrschen Zugeigenspannungen von relativ geringem Betrag, sodass der Werkstoff annähernd als spannungsfrei bezeichnet werden kann.

Dieses Ergebnis steht auch in Einklang mit Messungen an mit geringer Zustellung geschliffenem 100Cr6 von *Letner* [96] bzw. dem Vergleich zwischen mit der FE-Methode berechneten und experimentell ermittelten Eigenspannungstiefenverläufen an flachgeschliffenem 100Cr6 nach *Choi* [26]. Dementsprechend entstehen bei der mechanischen Bearbeitung während der ersten Werkzeugeingriffphase geringe Druckspannungen, die anschließend in hohe Zugspannungen mit entsprechenden Plastifizierungen übergehen. In der Entlastungsphase kommt es zu einer Vorzeichenumkehr der Spannungen, sodass schliesslich hohe

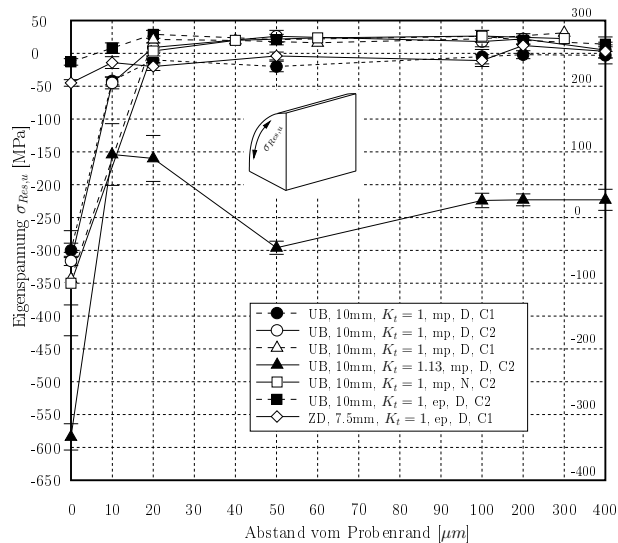


Abbildung 5.38: Tiefenprofile der Eigenspannungen in Umfangsrichtung (rechte Skala gültig für volle rote Datenpunkte)

Druckeigenspannungen übrig bleiben.

Durch das elektrolytische Polieren wird hingegen der Werkstoffbereich mit Eigenspannungen beinahe zur Gänze abgetragen. Übrig bleiben noch kleine Resteigenspannungen, die aufgrund der selbstkalibrierenden Wirkung von Eigenspannungen durch Umlagerung entstehen.

Messergebnisse an der Probenoberfläche

Die Messergebnisse an der Probenoberfläche wurden im Fall der mechanisch polierten Proben danach unterschieden, ob sie von gekerbten oder ungekerbten Proben stammen, während im Fall von elektrolytisch polierten Proben nur solche ohne Kerbung betrachtet wurden.

Der Einfluss der Charge wurde nicht separat ausgewertet, da aufgrund der ähnlichen statistischen Festigkeitswerte angenommen wurde, dass Eigenspannungen ähnlich ausgeprägt werden würden.

Man erkennt aus den Abbildungen 5.39 und 5.40, dass alle mechanisch polierten Proben eine Auswertung nach einer Normalverteilung zulassen, wobei der für die gekerbten Proben erhaltene Mittelwert von $-200 \div -220$ MPa um 25% kleiner ist als jener für ungekerbte Proben.

Es wurden zwei unbelastete Proben gemessen, um die Stabilität der Eigenspannungen während der Belastung zu ermitteln. Das Ergebnis der einen ist in den Diagrammen der Abbildungen 5.37 und 5.38 dargestellt. Die zweite wurde nur an der Oberfläche gemessen, es ergaben sich Eigenspannungen in Längsrichtung von -716 ± 81 MPa und in Umfangsrichtung von -443 ± 51 MPa.

Dementsprechend kann davon ausgegangen werden, dass insbesondere in Probenlängs-

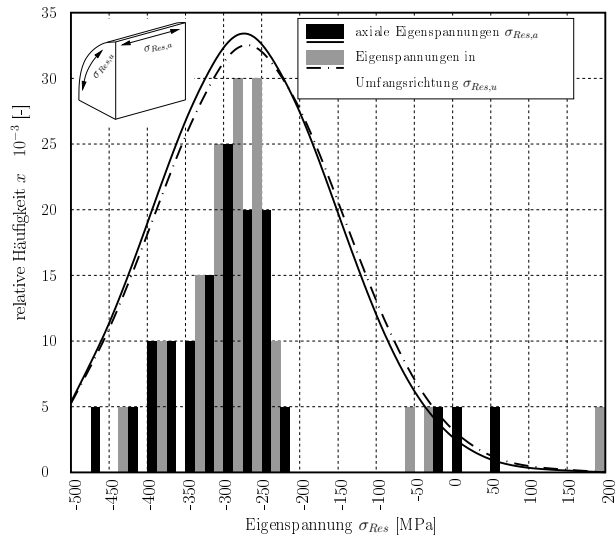


Abbildung 5.39: Normalverteilung aller an der Oberfläche gemessenen Eigenspannungen bei mechanisch polierten, ungekerbten Proben

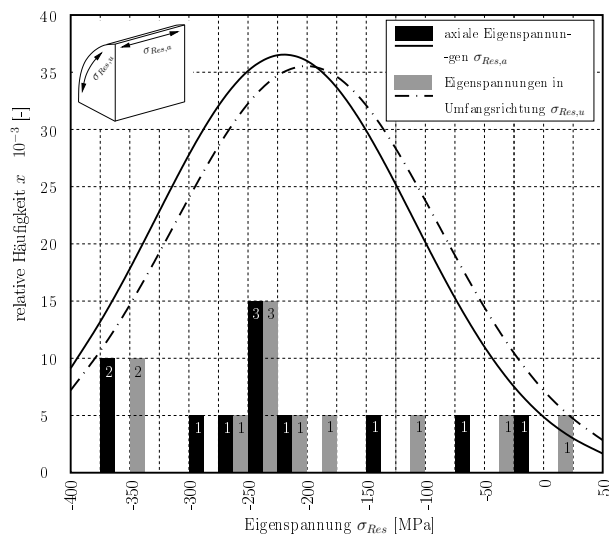


Abbildung 5.40: Normalverteilung aller an der Oberfläche gemessenen Eigenspannungen bei mechanisch polierten, gekerbten Proben

richtung Druckeigenspannungen von hohem Betrag eingebracht werden, die während der Belastung durch Mittelspannungsrelaxation bis zu einem Betrag von ca. $-200 \div -275$ MPa abgebaut werden.

In Anbetracht der Tatsache, dass die Proben in Umfangsrichtung poliert wurden, kann man weiters schliessen, dass die quer zur Bearbeitungsrichtung eingebrachten Eigenspannungen grösser ausfallen als längs zur Bearbeitungsrichtung.

Einen Vergleich der Eigenspannungsmittelwerte von gekerbten und ungekerbten Proben jeweils unter- und oberhalb der Dauerfestigkeit zeigt die nachfolgende Tabelle 5.7. Signifi-

	gekerbt	ungekerbt
Bruch	-186.8 MPa	-283.2 MPa
Durchläufer	-271.7 MPa	-252.0 MPa

Tabelle 5.7: Vergleich der Resteigenspannungen von gekerbten und ungekerbten Proben unter- und oberhalb der Dauerfestigkeitsgrenze

kant geringer ist nur die Resteigenspannung bei gebrochenen, gekerbten Proben, während bei ungekerbten Proben sowie bei gekerbten, unterhalb der Dauerfestigkeitsgrenze belasteten Proben die Resteigenspannungen ähnliche Werte erreichen.

Durch elektrolytisches anstatt mechanisches Polieren werden die Eigenspannungen deutlich reduziert bzw. gänzlich eliminiert. Wie die Messungen an den elektrolytisch polierten Proben zeigen (Abbildung 5.41, liegen noch Eigenspannungen in sehr niedriger Höhe vor und bewegen sich in einem Bereich von $-15 \div 15$ MPa. Die positiv wirkenden Druckeigenspannungen sind demnach praktisch gänzlich entfernt, sodass sich eine Reduktion der dauerhaft ertragbaren Lastspannungen ergeben müsste.

Dasselbe Ergebnis lässt sich aus den gemessenen – hier allerdings nicht dargestellten – Halbwertsbreiten ableiten, die als Maß für die Eigenspannungen III. Art und die Verfestigung des Materials dienen. Im Fall der elektrolytisch polierten Proben ergaben diese einen Wert von ca. 2.38° während die mechanisch polierten Proben einen im Durchschnitt deutlich höheren Wert von 2.92° lieferten.

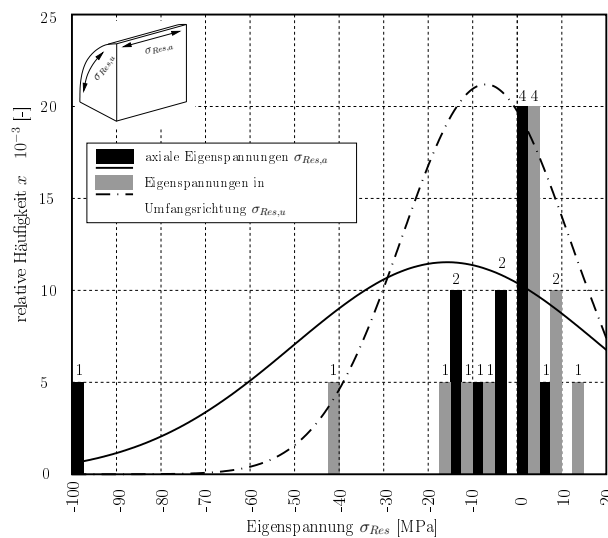


Abbildung 5.41: Normalverteilung aller an der Oberfläche gemessenen Eigenspannungen bei elektrolytisch polierten, ungekerbten Proben

5.2.7 Bestimmung der Wöhlerlinien

Die Wöhlerlinien wurden kraftgesteuert aufgenommen, wobei insbesondere bei den den kleinen Probendurchmessern der Unterschied zwischen Anriss- und Bruchlebensdauer sehr gering war, sodass zur Vereinfachung der Versuchsführung die Bruchlebensdauer als Versagenskriterium herangezogen wurde.

Die Auswertung der Wöhlerlinien erfolgte mit der auf Fisher zurückgehenden $\arcsin\sqrt{P}$ -Transformation nach einem Vorschlag von *Dengel* [28] aufgrund ihrer rechentechnischen Einfachheit und Unempfindlichkeit gegenüber einer Verringerung des Stichprobenumfangs pro Lasthorizont [144], da bereits nach 5–7 Stichproben die Varianz der Transformationsgröße $z = \arcsin\sqrt{P}$ einen konstanten Wert annimmt. Die Auswertung sowie die Darstellung der Versuchspunkte sowie der Kurven für die Bruchwahrscheinlichkeit P_B von 10%, 50% und 90% erfolgte nach der in der Literatur üblichen Weise logarithmisch. Die Berechnung der Bruchwahrscheinlichkeit P_B wurde im Zeitfestigkeitsbereich nach der Formel

$$P_i = \frac{i}{n+1} \quad (5.15)$$

vorgenommen, während im Übergangsbereich die Formel

$$P_\sigma = \frac{r}{n} \quad (5.16)$$

angesetzt wurde. Zur Vermeidung von 0%-Werten wurden Lastniveaus ohne Brüche mit der Beziehung

$$P_\sigma = \frac{1}{2n} \quad (5.17)$$

berücksichtigt.

5.2.8 Wöhlerversuche unter Zug–Druck–Belastung

Für die Untersuchungen unter Zug-Druck-Wechselbelastung wurden die Probenformen nach Abbildung 5.1 herangezogen. Die Einzelversuchsergebnisse finden sich in den Tabellen C.1, C.2 und C.3 im Anhang.

Die ursprünglich geplante Probenform mit einem Prüfdurchmesser von 10mm wies insbesondere im Bereich der Dauerfestigkeit eine Neigung zum Dauerbruch in der Einspannstelle auf, sodass der Prüfdurchmesser auf 7.5mm reduziert werden musste. Außerdem führten bereits feine herstellungsbedingte Riefen, die durch das mechanische Polieren nicht gänzlich beseitigt werden konnten, zu einer großen Streuung der Lebensdauer. Diese Streuung wurde durch elektrolytisches Polieren eingeschränkt, wodurch allerdings auch die festigkeitssteigernden Druckeigenstressungen in der Randschicht beseitigt wurden. Das Ausmaß der Abminderung der dynamischen Festigkeit wurde durch eine vergleichende Untersuchung im Rahmen der Umlaufbiegeversuche abgeschätzt.

Die Zug-Druck-Wöhlerlinien aus den Diagrammen der Abbildungen 5.42, 5.43 und 5.44 bilden somit die Basis der vorliegenden vergleichenden Untersuchung, da ungekerbte

Experimentelle Untersuchung

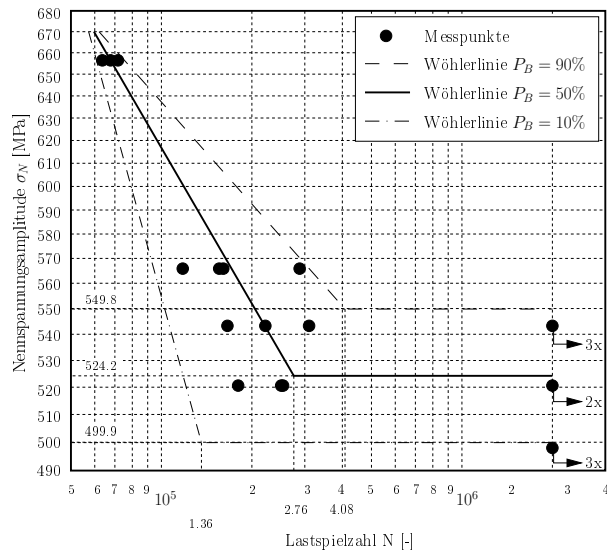


Abbildung 5.42: Wöhlerergebnisse anhand elektropolierter Proben, $K_t = 1$, $\chi^* = 0$

Zug-Druck-Proben die einzige Möglichkeit bilden, einen bezogenen Spannungsgradienten $\chi^* = 0 \text{ mm}^{-1}$ darzustellen.

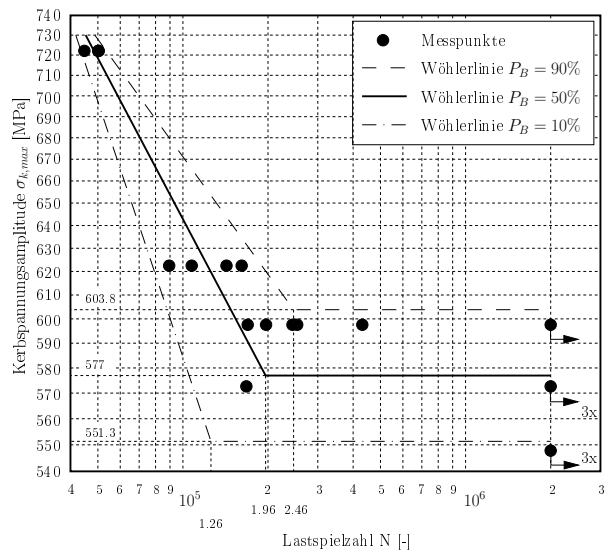


Abbildung 5.43: Wöhlerergebnisse anhand elektropolierter Proben, $K_t = 1.1$, $\chi^* = 0.24$

Auffällig ist, dass die Streubreite $T_{D\sigma}$, definiert als das Verhältnis des Dauerfestigkeitswertes bei einer Versagenswahrscheinlichkeit $P_B = 90\%$ zum Dauerfestigkeitswert bei einer Versagenswahrscheinlichkeit $P_B = 10\%$

$$T_{D\sigma} = \frac{\sigma_{D,90\%}}{\sigma_{D,10\%}}$$

beginnend von der Versuchsreihe mit einem Spannungsgradienten $\chi^* = 0$ zu $\chi^* = 0.55$ hin stetig abnimmt, was auch mit Erfahrungen aus der Literatur übereinstimmt (z.B. [57, 56, 58]).

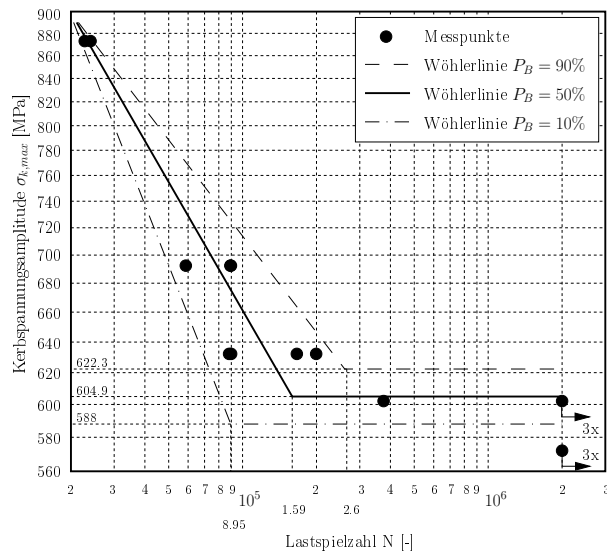


Abbildung 5.44: Wöhlerergebnisse anhand elektropolierter Proben, $K_t = 1.33$, $\chi^* = 0.54$

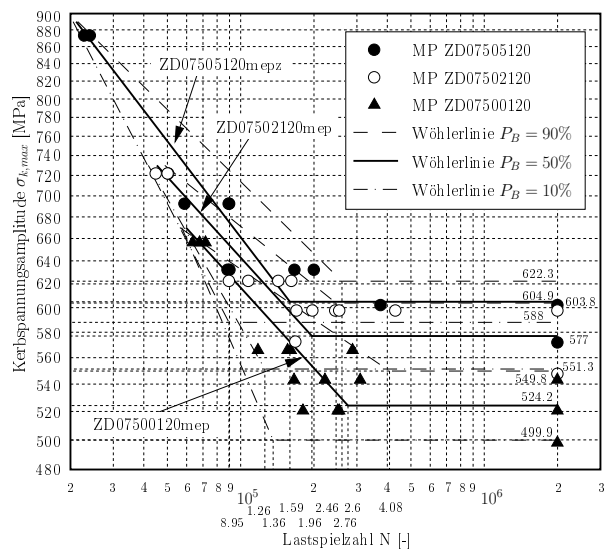


Abbildung 5.45: Zusammenfassung der Wöhlerergebnisse unter Zug-Druck-Belastung

Die Werte der Streubreiten $T_{D\sigma}$ liegen deutlich unter der kritischen Marke von 1.3, oberhalb der nach [55] eine Verdichtung der Versuchspunkte erforderlich wäre. Für die Streubreite im Zeitfestigkeitsbereich $T_{Z\sigma}$ gibt es in der Literatur unterschiedliche Definitionen

[55, 16]. Hier wurde jene gewählt, bei der die erreichte Schwingspielzahl der Zeitfestigkeitslinie mit einer Versagenswahrscheinlichkeit von $P_B = 90\%$ zur erreichten Schwingspielzahl der Zeitfestigkeitslinie mit einer Versagenswahrscheinlichkeit von $P_B = 10\%$ jeweils bei einem Dauerfestigkeitswert für eine Versagenswahrscheinlichkeit von $P_B = 50\%$ ins Verhältnis gesetzt wird:

$$T_{Z\sigma} = \frac{N_{Z,90\%}(\sigma_{D,50\%})}{N_{Z,10\%}(\sigma_{D,50\%})} \quad (5.18)$$

Die Ecklastspielzahlen N_{Eck} der Wöhlerlinien folgen den Erwartungen (z.B. [57, 56, 58]) und nehmen mit steigendem K_t -Wert bzw. χ^* ab. Ähnliches gilt auch für die Steigungen der Zeitfestigkeitsgeraden k , wobei k sich nur geringfügig ändert und eine Anwendbarkeit des Konzeptes der Normierten Wöhlerlinie nach *Haibach* [55] vermuten lässt. Die folgende Tabelle fasst die charakteristischen Werte der drei Wöhlerlinien zusammen.

K_t	χ^*	$\sigma_{D,10\%}$	$\sigma_{D,50\%}$	$\sigma_{D,63\%}$	$\sigma_{D,90\%}$	$N_{Eck,10\%}$
1.00	0.00	499.9	524.2	531.5	549.8	135914
1.10	0.16	551.3	577.0	584.6	603.8	125681
1.33	0.53	588.0	604.9	609.9	622.3	89499
		$N_{Eck,50\%}$	$N_{Eck,90\%}$	k	$T_{Z\sigma}$	$T_{D\sigma}$
1.00	0.00	275753	408307	6.24	1.149	1.100
1.10	0.16	196098	246353	6.23	1.148	1.095
1.33	0.53	159233	260459	5.23	1.253	1.058

Tabelle 5.8: Ergebnisse der Zug-Druck-Versuche

5.2.9 Wöhlerversuche anhand Ø10mm-Proben unter Umlaufbiegebelastung bei $K_t = 1$

Die Ergebnisse der Umlaufbiegeversuche an ungekerbten Proben sind in Tabelle 5.9 zusammengefasst. Sie hatten zum Ziel, die nachfolgenden Fragestellungen zu untersuchen und sind :

- Statistischer und geometrischer Einfluss bei Änderung der Belastungsart bei $K_t = 1$ anhand der Probenserien UB10002120mmpz, UB10002225mmpz, UB10002225mepz in Bezug auf ZD07500120mepz.
- Einfluss von bearbeitungsbedingten Druckeigenstressungen in der Randschicht bei $\chi = 0.2$ anhand der Probenserien UB10002225mmpz und UB10002225mepz, sowie unter Bedachtnahme der Belastungsänderung bzw. eines geringfügigen Größeneinflusses anhand der Probenserie ZD07502120mepz. Zusätzlich wurden in den Probenserien UB10002280mmpz, UB10002280mmpz, UB10002280mmpz jeweils zwei Versuchspunkte auf einem Lastniveau zur Validierung des Randschichteneinflusses aufgenommen.

- Technologischer Einfluss der Werkstoffcharge anhand der Probenserien UB10002-225mmpz und UB10002120mmpz sowie der Probenentnahme anhand der Probenserien UB10002225mmpz und UB10002280rmpz sowie UB10002280mmpz.
- Statistischer Einfluss bei Reduktion der zylindrischen Prüflänge auf ein Minimum anhand der Probenserien UB10002280rmpzz, UB10002280mmpz, UB10002280rmp und UB10002280mmpr.

Versuch	$\sigma_{D,10\%}$	$\sigma_{D,50\%}$	$\sigma_{D,63\%}$	$\sigma_{D,90\%}$	$N_{Eck,10\%}$
UB10002120mmpz	603.2	615.7	619.4	628.5	162668
UB10002225mmpz	598.3	611.9	615.9	625.8	116425
UB10002225mepz	513.5	541.5	549.8	570.9	267316
UB10002280rmpz	492.7	509.0	513.8	525.9	68782
UB10002280rmp	494.3	511.0	515.9	528.3	699066
UB10002280mmpz	448.2	461.1	464.9	474.4	1678938
UB10002280mmpr	445.5	459.3	463.3	473.5	2331892
	$N_{Eck,50\%}$	$N_{Eck,90\%}$	k	$T_{Z\sigma}$	$T_{D\sigma}$
UB10002120mmpz	534971	1370662	9.51	1.073	1.042
UB10002225mmpz	337958	499657	7.64	1.213	1.046
UB10002225mepz	608863	813235	9.95	1.04	1.112
UB10002280rmpz	862298	2014652	10.63	0.73	1.067
UB10002280rmp	670482	854522	9.79	1.091	1.069
UB10002280mmpz	1307295	1017918	8.81	1.025	1.058
UB10002280mmpr	1564355	1225938	9.38	1.185	1.063

Tabelle 5.9: Ergebnisse der Umlaufbiegeversuche mit ungekerbten Proben unterschiedlicher Bearbeitung

Die Wöhlerlinien sind in den Abbildungen 5.46-5.52 mit den entsprechenden Bruchwahrscheinlichkeiten $P = 10\%$, $P = 50\%$ und $P = 90\%$ dargestellt.

Die Stabilität der Wöhlerlinien kann am besten anhand der Streuspannen im Übergangsbereich bzw. im Zeitfestigkeitsbereich abgelesen werden. Während im Übergangsbereich alle Werte für die Streuspanne mit einer Ausnahme durchwegs homogen und einheitlich sind, variieren die Werte für den Zeitfestigkeitsbereich in wesentlich weiteren Grenzen. Ursache dafür dürfte wohl die geringe Zahl an Proben sein, die aufgrund der stärkeren Priorität am Übergangsbereich im Bereich der Zeitfestigkeit investiert worden war. Weiters führt das Fehlen einer Anrisserkennung dazu, dass es sich hier um Bruchwöhlerlinien handelt, sodass die Steigungen der Wöhlerlinien flacher als bei vergleichbaren Untersuchungen ist und somit die Steigungswerte k um ca 1-2 höher ausfallen. Einen speziellen Fall stellt UB10002280rmpz dar, bei der 2 Versuche das Streuband im Zeitfestigkeitsbereich sehr weit auseinanderziehen und daher zu $T_{D\sigma} < 1$. Daher sind insgesamt die Wöhlerlinien im Zeitfestigkeitsbereich nicht als stabil zu betrachten und zur Absicherung wären weitere Versuche nötig. Für die vorliegende vergleichende Untersuchung erschien allerdings der

Übergangsbereich als entscheidender, sodass auf eine Verdichtung verzichtet wurde. Die Streuspanne $T_{D\sigma}$ bei den elektrolytisch polierten Proben ist mit 1.112 im Vergleich zu den Ergebnissen bei Umlaufbiegung nach *Friedrich* [47] deutlich höher (1.029-1.054), liegt im Vergleich zu den Ergebnissen nach *Magin* [106], der einen Wert von 1.128 erreichte, aber im selben Bereich.

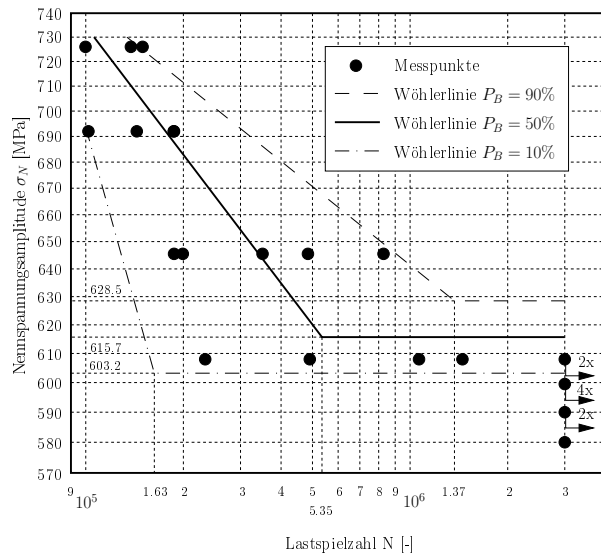


Abbildung 5.46: Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1$, $\chi^* = 0.25$, Charge 1

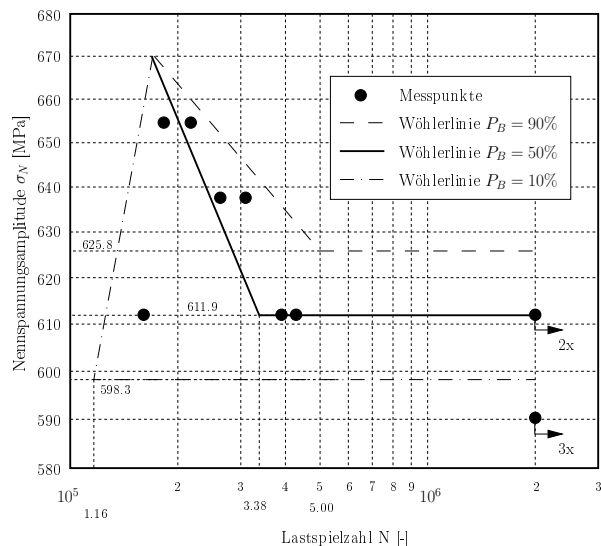


Abbildung 5.47: Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1$, $\chi^* = 0.25$, Charge 2

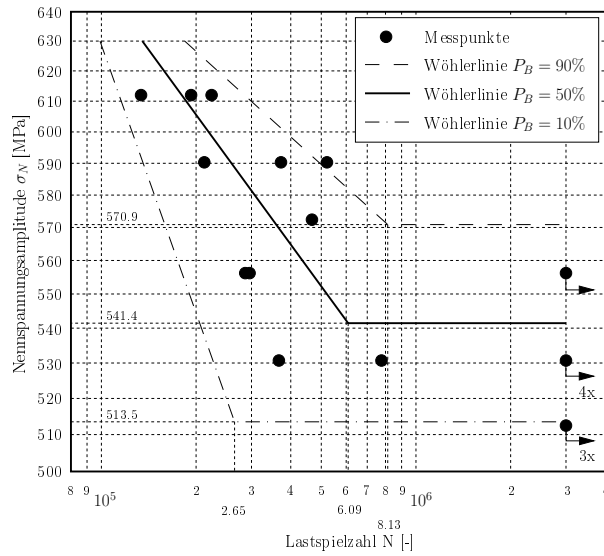


Abbildung 5.48: Wöhlerergebnisse anhand elektrolytisch polierter Proben, $K_t = 1$, $\chi^* = 0.25$, Charge 2

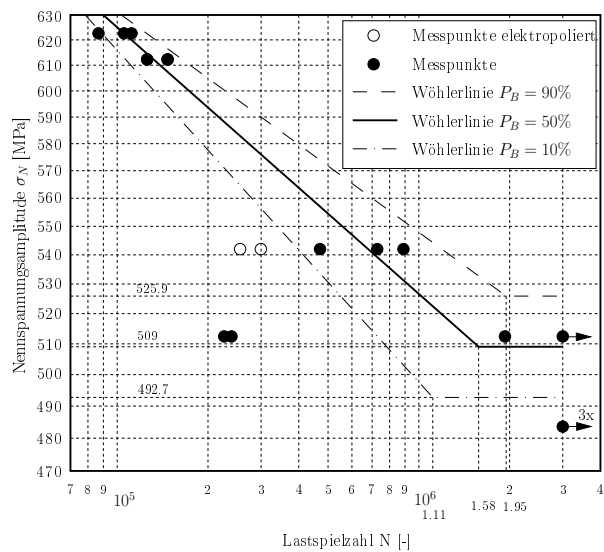


Abbildung 5.49: Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1$, $\chi^* = 0.25$, Charge 2, Probenentnahme Rand, zylindrisch

5.2.10 Wöhlerversuche anhand $\varnothing 10\text{mm}$ -Proben unter Umlaufbiegebelastung bei $K_t > 1$

Die Fortführung des Versuchsprogrammes erfolgte anhand von gekerbten Proben ebenfalls mit einem Nettoquerschnitt von $\varnothing 10\text{mm}$. Mit ihnen sollten folgende Fragestellungen beantwortet werden:

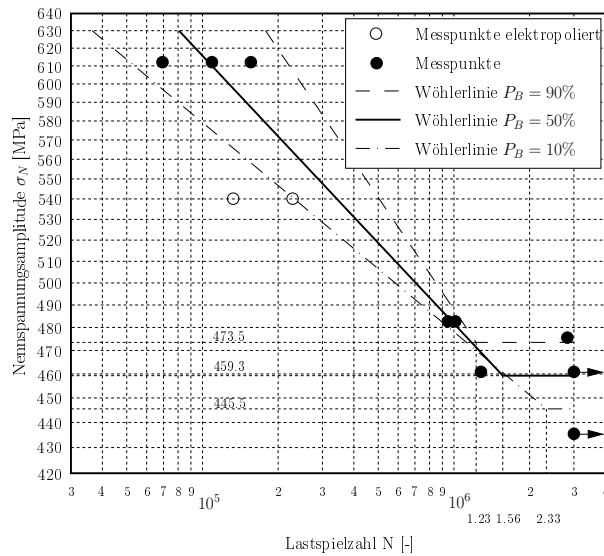


Abbildung 5.50: Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1$, $\chi^* = 0.23$, Charge 2, Probenentnahme Mitte, ausgerundet

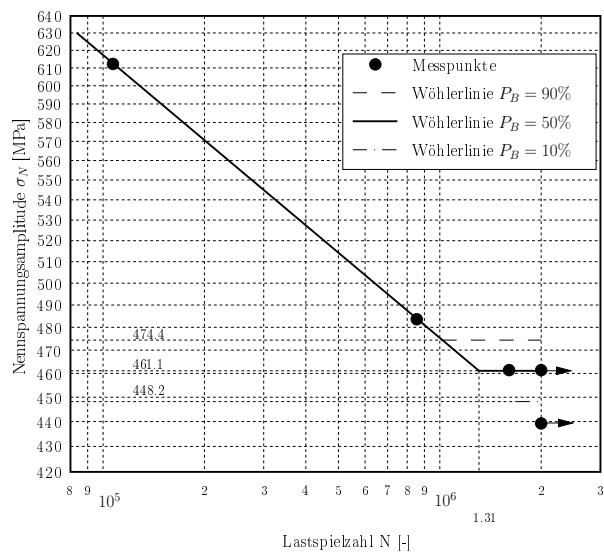


Abbildung 5.51: Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1$, $\chi^* = 0.25$, Charge 2, Probenentnahme Mitte, zylindrisch

- Erfassung des Gradienteneinflusses anhand Probenreihen UB10005225mmp und UB100-29225mmp zusammen mit UB10002225mmpz, UB10005120mmp zusammen mit UB100-02120mmpz, UB10005280mmp und UB10038280mmp zusammen mit UB10002280mmpz bzw. UB10002280mmpz.
- Interaktion von Gradienteneinfluss und technologischem Einfluss bzw. Materialchargeneinfluss anhand Probenreihen UB10005225mmp und UB10005280mmp zusammen

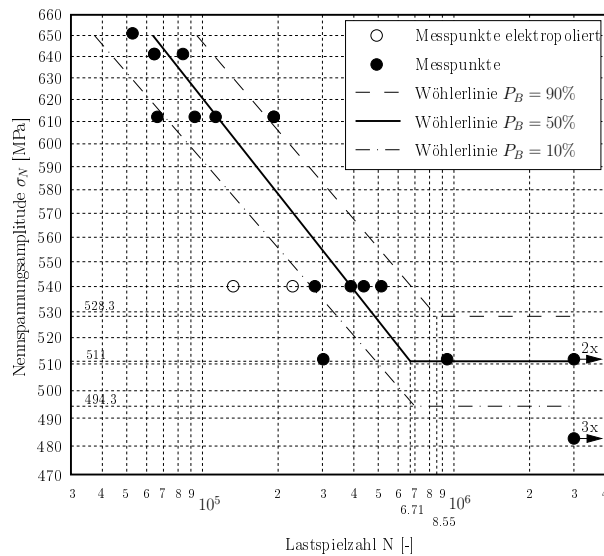


Abbildung 5.52: Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1$, $\chi^* = 0.23$, Charge 2, Probenentnahme Rand, ausgerundet

mit UB10002225mmpz und UB10002280rmpz bzw. UB10002280mmpz.

- Validierung des Einflusses bearbeitungsbedingter Eigenspannungen anhand zweier Versuchspunkte der Probenserie UB10005280rmp.

Die Ergebnisse der statistischen Auswertung dieser Versuchsreihen sind in den Abbildungen 5.53-5.57 dargestellt und in Tabelle 5.10 zusammengefasst.

Die Überprüfung der Auswirkung starker Kerben erfolgte durch die Versuchsreihen UB100-29225mmp und UB10038280rmp, wobei insbesondere zweitens nur zur groben Trendermittlung diente und mit 7 Punkten weit von einer statistisch abgesicherten Wöhlerlinie entfernt ist. Eine Darstellung der 90%- und 10%-Wöhlerlinien ist daher nicht möglich. Trotzdem liefert ein Vergleich der beiden Kurven deutliche Parallelen mit den Beobachtungen zu den oben gemachten Erfahrungen.

5.2.11 Wöhlerversuche anhand Ø50mm-Proben unter Umlaufbiegebelastung bei $K_t > 1$

Nach der Ermittlung der technologischen Einflüsse mittels kleiner Proben wurde dem geometrischen Größeneinfluss durch die Versuchsreihen UB50002280mmp und UB500-05280mmp nachgegangen. Diese Versuchsreihen wurden allerdings mit einer 3-Punkt-Biegevorrichtung durchgeführt, sodass eine zusätzliche Belastung aufgrund der Querkraft zu berücksichtigen war und das Biegemoment nicht konstant ist. Die sich ergebende Spannungsverteilung unterscheidet sich aufgrund der Kerbwirkung allerdings nur geringfügig von jener unter 4-Punkt-Biegebelastung.

Experimentelle Untersuchung

Versuch	$\sigma_{D,10\%}$	$\sigma_{D,50\%}$	$\sigma_{D,63\%}$	$\sigma_{D,90\%}$	$N_{Eck,10\%}$
UB10005120mmp	619.0	642.1	649.0	666.1	221118
UB10005225mmp	601.2	623.3	629.9	646.3	168410
UB10005280rmp	519.2	539.0	544.8	559.6	1312314
UB10029225mmp	674.6	687.6	691.4	700.9	335026
UB10038280rmp	558.8	568.9	571.9	579.3	799024
	$N_{Eck,50\%}$	$N_{Eck,90\%}$	k	$T_{Z\sigma}$	$T_{D\sigma}$
UB10005120mmp	472893	826169	8.53	1.106	1.076
UB10005225mmp	511441	558862	18.52	1.569	1.075
UB10005280rmp	1344964	1671664	14.41	1.136	1.078
UB10029225mmp	346476	404707	6.46	1.411	1.039
UB10038280rmp	718048	646513	5.87	–	1.037

Tabelle 5.10: Ergebnisse der Umlaufbiege-Versuche mit gekerbten Proben unterschiedlicher Chargen bzw. Probenentnahme

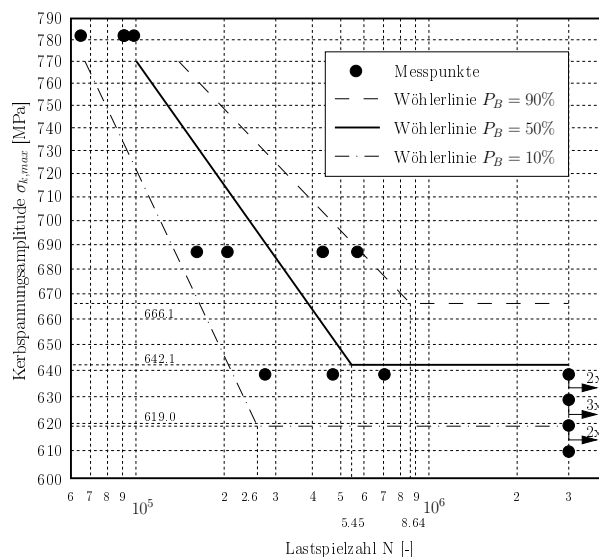


Abbildung 5.53: Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1.33$, $\chi^* = 0.54$, Charge 1

Die Ergebnisse sind in Abbildung 5.58 und 5.59 dargestellt und in Tabelle 5.11 zusammengefasst.

Im Vergleich zu den Proben kleinerer Durchmesser weisen die Versuchsreihen UB50002-280mmp und UB50005280mmp sehr geringe Streubreiten $T_{Z\sigma}$ im Zeitfestigkeitsbereich auf. Die Streubreite $T_{D\sigma}$ liegt aber gut im Bereich der übrigen Ergebnisse.

Die Zunahme der dauerhaft ertragbaren Kerbspannung beträgt 10.6%, liegt allerdings unter den Werten der ungekerbten bzw. gekerbten Proben mit 10mm aus demselben

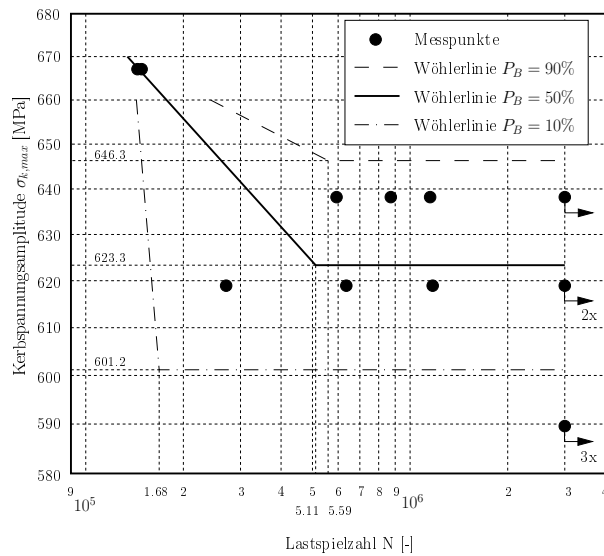


Abbildung 5.54: Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1.33$, $\chi^* = 0.54$, Charge 2

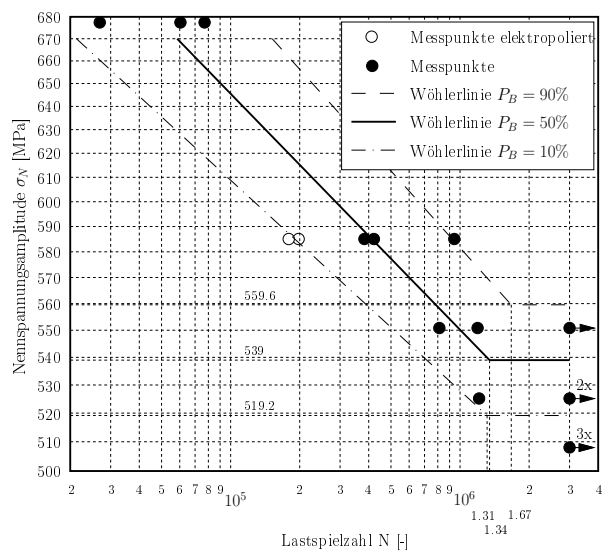


Abbildung 5.55: Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1.33$, $\chi^* = 0.54$, Charge 2, Probenentnahme Rand

Halbzeug sowie derselben Lage der maximal beanspruchten Faser. Es ist daher der Einfluss des Gradienten, sowie der Oberflächen- und Volumenverhältnisse zu berücksichtigen.

Wie bei stärker gekerbten Proben bekannt, nimmt in diesem Fall die Steigung der Zeitfestigkeitsgeraden k mit zunehmender Kerbschärfe zu, d.h. sie wird flacher. Ähnliches lässt sich auch für die Ecklastspielzahl N_{Eck} feststellen.

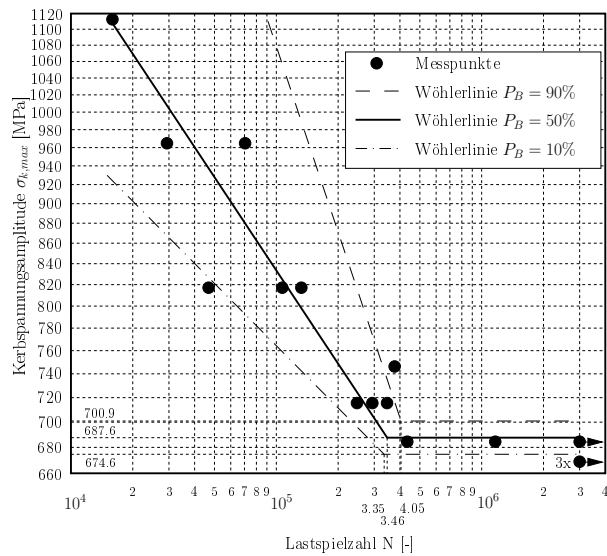


Abbildung 5.56: Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1.85$, $\chi^* = 2.95$, Charge 2

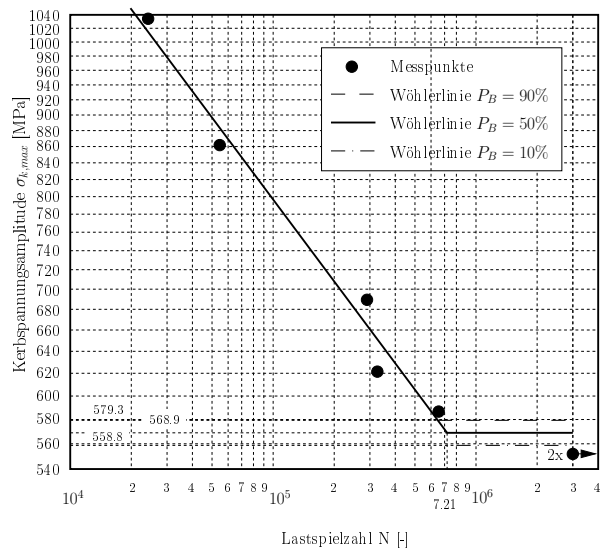


Abbildung 5.57: Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1.85$, $\chi^* = 3.85$, Charge 2, Probenentnahme Rand

5.2.12 Wöhlerversuche unter Achsialbiegebelastung

Der dritte Block des Versuchsprogrammes erfolgte unter Achsialbiegebelastung mit zwei Probenserien, wobei folgendes ermittelt werden sollte:

Versuch	$\sigma_{D,10\%}$	$\sigma_{D,50\%}$	$\sigma_{D,63\%}$	$\sigma_{D,90\%}$	$N_{Eck,10\%}$
UB50002280mmp	439.7	452.9	456.7	466.4	519652
UB50005280mmp	483.3	500.9	506.1	519.1	173105
	$N_{Eck,50\%}$	$N_{Eck,90\%}$	k	$T_{Z\sigma}$	$T_{D\sigma}$
UB50002280mmp	1211912	2448030	12.37	1.043	1.061
UB50005280mmp	474917	2030498	7.92	1.024	1.074

Tabelle 5.11: Ergebnisse der Umlaufbiege-Versuche mit gekerbten Proben 50

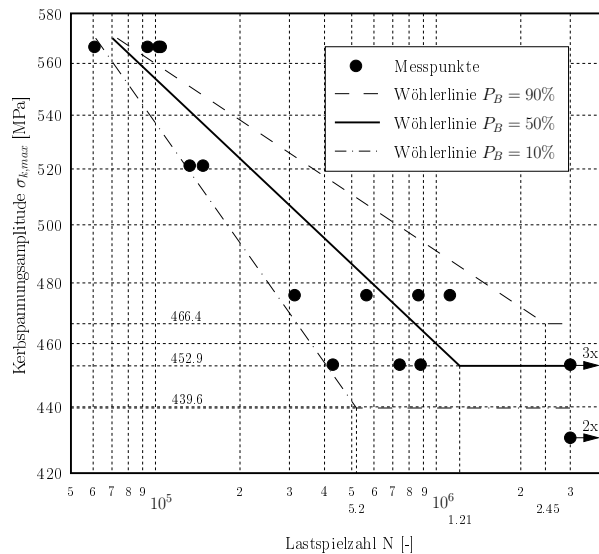


Abbildung 5.58: Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1.35$, $\chi^* = 0.24$, Charge 2

- Einfluss des Oberflächen- und Volumenverhältnisses bei Wechsel von Umlaufbiegung auf Achsialbiegung anhand der Probenserien AB10002120mmpz und AB500-02280mmp relativ zu den Versuchsergebnissen mit UB10002120mmpz und UB500-02280mmp, bei denen zwar der Spannungsgradient und der Spannungskonzentrationsfaktor gleich bleiben, sich aber das hochbelastete Volumen und die hochbelastete Oberfläche ändern. Dementsprechend wäre zu erwarten, dass Umlaufbiegeproben einer geringeren dynamischen Belastung standhalten als Achsialbiegeproben.

Bei diesem Versuch ist wieder zu beachten, dass bei den großen Proben mit einem Nettoquerschnitt von 50mm sowohl bei Umlaufbiegung als auch bei Achsialbiegung die Belastung der Probe über eine 3-Punkt-Biegevorrichtung erfolgte, während dies bei den kleinen Proben (10mm) nur für den Lastfall „Achsialbiegung“ gilt. In Anbetracht der relativ großen Prüflänge kommt hier das ungleichmäßige Biegemoment stärker zum Tragen, als dies bei den großen Proben erwartet werden könnte. Die Versuchsergebnisse sind in den Abbildungen 5.60 und 5.61 dargestellt und in Tabelle 5.12 zusammengefasst.

Auffällig sind die relativ hohen Werte für die Streubreite $T_{Z\sigma}$, die mit der Steilheit der

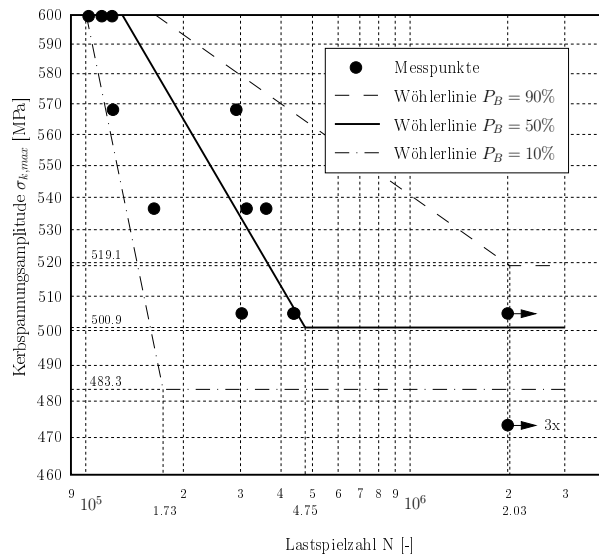


Abbildung 5.59: Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1.85$, $\chi^* = 0.64$, Charge 2

Zeitfestigkeitsgeraden erklärbar ist, aber auch durch die geringe Anzahl der Versuchspunkte in diesem Bereich zustande kommt. Die Streubreite $T_{D\sigma}$ im Übergangsbereich ist jedoch durchaus im selben Bereich wie die entsprechenden Werte der Versuchsreihen unter Umlaufbiegebelastung.

Die Steigung der Wöhlerlinien für Achsialbiegung ist bei den Proben $\varnothing 50\text{mm}$ sehr niedrig, also sehr steil. Bei den kleinen Proben liegt sie aber ziemlich genau in dem Bereich, wo auch die entsprechenden Umlaufbiegeproben der Versuchsreihe UB10002120mmpz liegen (siehe Tabelle 5.9).

Versuch	$\sigma_{D,10\%}$	$\sigma_{D,50\%}$	$\sigma_{D,63\%}$	$\sigma_{D,90\%}$	$N_{Eck,10\%}$
AB02120mmz	642.2	668.3	676.1	695.5	113637
AB02280mmg	488.6	498.5	501.4	508.6	303389
	$N_{Eck,50\%}$	$N_{Eck,90\%}$	k	$T_{Z\sigma}$	$T_{D\sigma}$
AB02120mmz	434642	1154461	9.97	1.246	1.083
AB02280mmg	288886	305997	5.43	1.178	1.041

Tabelle 5.12: Ergebnisse der Achsialbiegeversuche mit Proben 10mm und 50mm , jeweils mit einem Spannungsgradienten von $\chi^* = 0.2\text{mm}^{-1}$

5.2.13 Untersuchungen der Bruchflächen

Die Bruchflächen weisen – insbesondere bei Proben mit $\varnothing 10\text{mm}$ – vier typische Gebiete auf:

Experimentelle Untersuchung

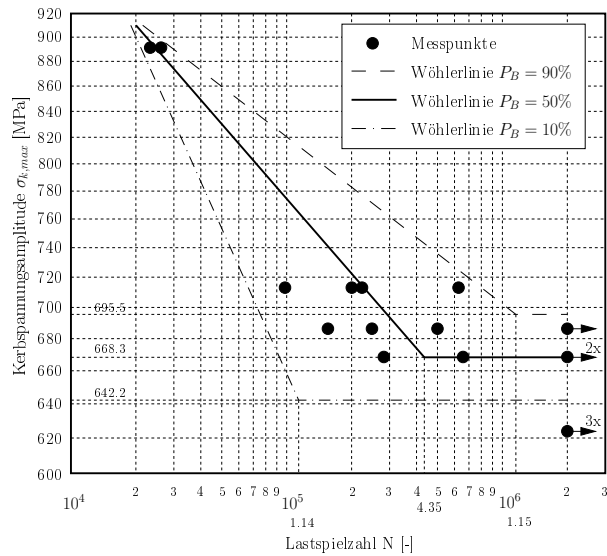


Abbildung 5.60: Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1$, $\chi^* = 0.25$, Charge 2

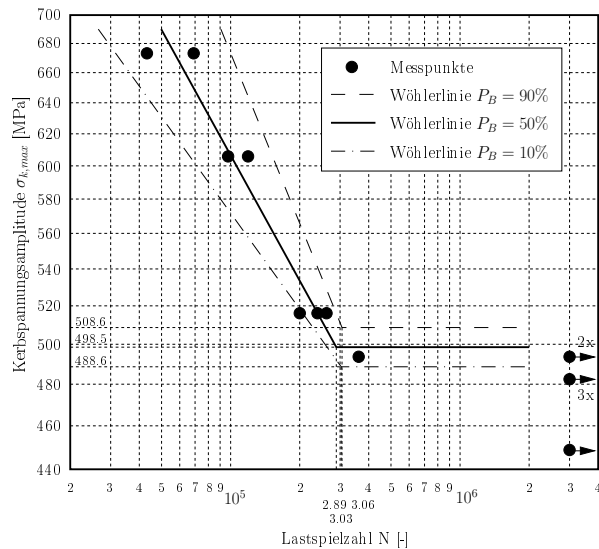


Abbildung 5.61: Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1.35$, $\chi^* = 0.24$, Charge 2

1. Anrissstelle
2. Gebiet des stabilen Risswachstums (feine, glänzende Dauerbruchoberfläche)
3. Übergang zur Instabilität des Risses
4. Instabiles Risswachstum, Gewaltbruch (grob-kristalline Bruchfläche)

Die Anrissstellen bei Proben unter Zug-Druck-Belastung liegen – mit einer Ausnahme – immer an der Probenoberfläche, was mit den Erfahrungen aus der Literatur für Proben und Werkstücke ohne Oberflächenhärtung übereinstimmt. Exemplarisch sind drei typische Bruchbilder in Abbildung 5.62a bis c dargestellt.

Lediglich bei einer Probe konnte eine materialinterne Anrissstelle festgestellt. Der Anriss ging von einem ca. $25\ \mu\text{m}$ Einschluss aus, der auch deutlich unter dem Lichtmikroskop sichtbar war (siehe Abbildung 5.62d). Man erkennt einen kreisrunden Hof um den Einschluss, der sich farblich deutlich von den übrigen Gebieten abhebt und den Dauerbruchfortschritt anzeigt. Etwas dunkler ist dann das Übergangsgebiet zur Instabilität und schließlich der Gewaltbruch erkennbar.

Brüche dieser Art sind primär an oberflächengehärteten Bauteilen zu beobachten, treten vereinzelt aber auch bei vergüteten und sehr stark verschmutzten Stählen auf.

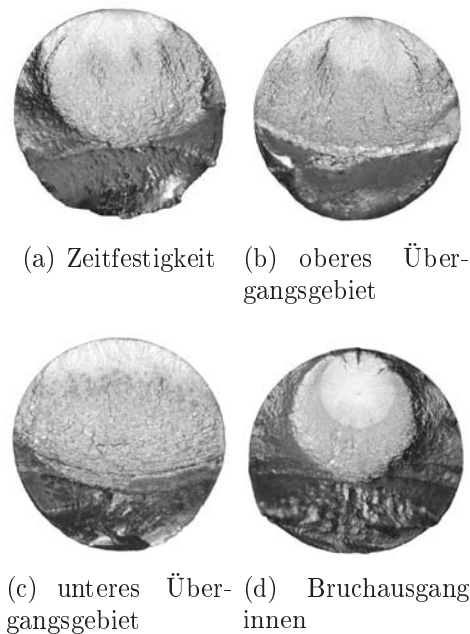


Abbildung 5.62: Bruchflächen bei $\varnothing 7.5\text{mm}$, Zug-Druck

Die stark gekerbten Umlaufbiegeproben weisen gegenüber den ungekerbten Proben umlaufende Bruchflächen auf. Die Ursache ist die starke Spannungskonzentration im Kerbgrund, welche die Hauptrichtung der Rissausbreitung auf der Probenoberfläche hält und für Risseinleitung auf dem gesamten Umfang sorgt. Die Restbruchflächen mit dem Übergangsbereich werden mit der zunehmenden Beanspruchung immer größer. Die gekerbten Proben zeigen bei großer Beanspruchung stärkere Stufungen, da sich die anfänglich vielen Einzelrisse schließlich zu einem umlaufenden Riss vereinigen. Die sich derart ergebenden keilförmigen Strukturen entstehen bei der Vereinigung zweier Risse, sodass man dadurch die Anzahl der Rissausgänge bestimmen kann.

In den folgende Abbildung 5.64 zeigt typische Bruchflächen von Achsialbiegeproben. Die Bruchflächen zeigen ähnliche Gesetzmäßigkeiten, wie bei den vorher beschriebenen Umlaufbiegeproben. Die Proben weisen normalerweise eine dominierende Anrissstelle auf, bei

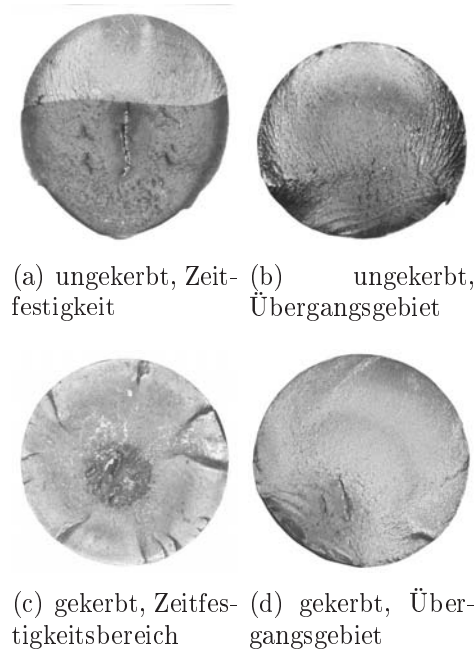


Abbildung 5.63: Bruchflächen bei $\varnothing 10\text{mm}$, Umlaufbiegung

höher werdender Belastung – also im Zeitfestigkeitsbereich – nimmt allerdings auch die Anzahl der Rissausgänge zu.

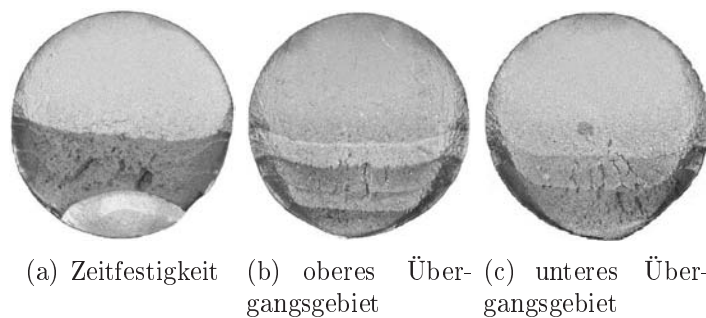


Abbildung 5.64: Bruchflächen bei $\varnothing 10\text{mm}$, Achsialbiegung

Die folgende Abbildung 5.65 zeigt Bruchbilder von Proben der $\varnothing 50\text{mm}$ jeweils unter Umlauf- und Achsialbiegebelastung. Deutlich ist der sehr scharfe Übergang vom Dauer- zum Gewaltbruch. Die Übergangszone ist nur mehr bedingt erkennbar.

Zur Klärung der unmittelbaren Ursache der Rissentstehung wurden an den Proben unter Zug-Druck-Belastung REM-Untersuchungen durchgeführt. Da die meisten der Bruchflächen zu stark verschlagen und verrieben waren, konnte keine vollständige Analyse durchführen zu können. Selbiges galt auch für die Umlaufbiegeproben, von denen nur stichprobenartig REM-Aufnahmen gemacht wurden.

Die folgende Abbildung 5.66e und f zeigt einen von der Oberfläche geschnittenen Einschluss von ca. $20\mu\text{m}$ Durchmesser. Weniger als $10\mu\text{m}$ Durchmesser hat hingegen der

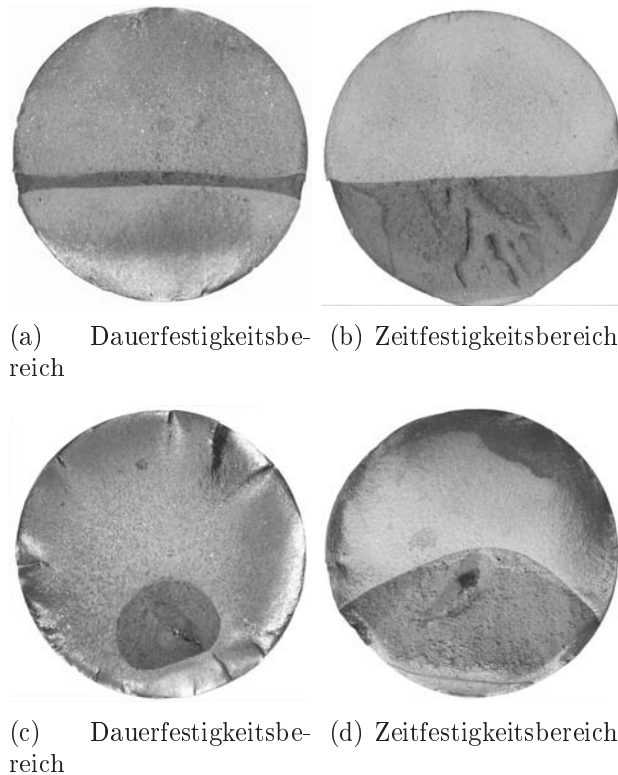


Abbildung 5.65: Bruchflächenanalyse mittels Auflichtmikroskop, Achsialbiegung (oben) und Umlaufbiegung (unten), $\text{Ø}50\text{mm}$

Einschluss auf Abbildung 5.66c und d und allein auf einen Gleitbandriss ist der Bruchausgang nach Abbildung 5.66a und b zurückzuführen. Bei der vorliegenden Materialhärte kann daher der Anriss sowohl durch Materialverunreinigungen als auch durch Gleitbänder hervorgerufen werden.

Abbildung 5.67 zeigt weitere Bruchausgänge von Zug-Druck-Proben, wobei ebenfalls die Rissbildung allein durch Materialermüdung erfolgt ist.

5.3 Versuchsauswertung

5.3.1 Auswertung des technologischen Einflusses

Zur Untersuchung des technologischen Einflusses der zwischen den Halbzeugen RdØ20 und RdØ25 dienten die Versuchsreihen UB10002120 und UB10002225, deren Ergebnisse in den Abbildungen 5.46 und 5.47 dargestellt sind. Die Biegewechselfestigkeit der mechanisch polierten Proben aus den beiden Halbzeugen RdØ20 und RdØ25 unterscheiden sich voneinander nur minimal (ca. 0.6%). Die folgende Abbildung 5.68 zeigt die Ergebnisse der beiden Probenserien in einem gemeinsam ausgewerteten Wöhlerdiagramm. Man stellt fest, dass sie gut übereinander passen. Die dazugehörigen Parameter der Wöhlerlinie sind in der Tabelle 5.13 dargestellt.

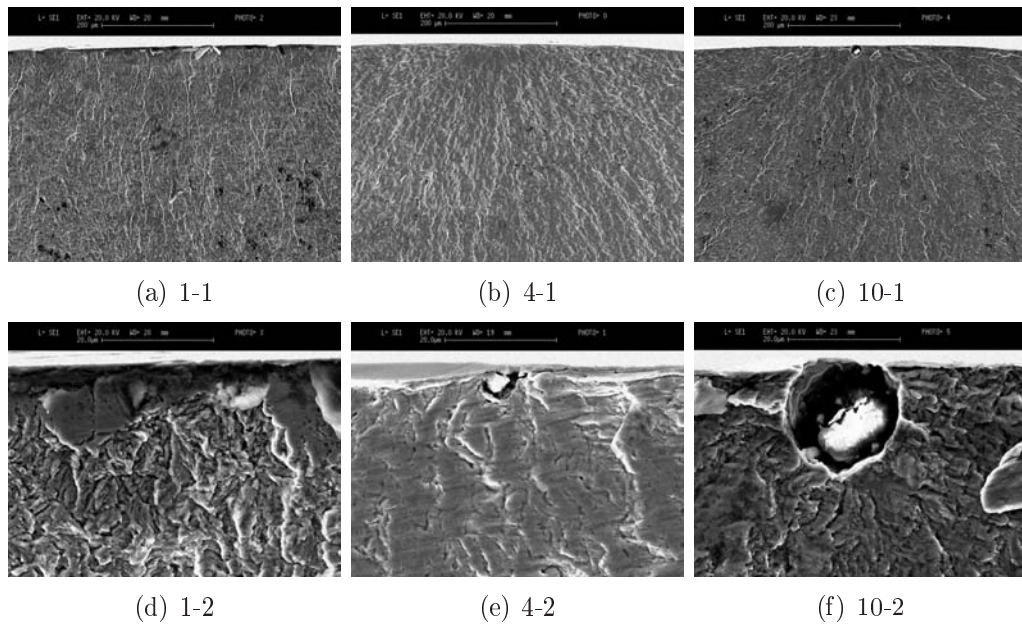


Abbildung 5.66: Bruchflächenanalyse mittels Rasterelektronenmikroskop, Serie 1

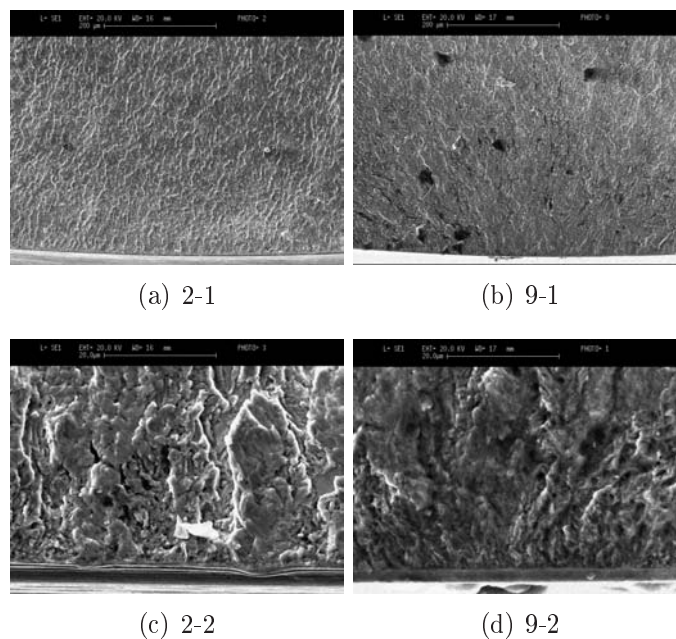


Abbildung 5.67: Bruchflächenanalyse mittels Rasterelektronenmikroskop, Serie 2

Es besteht also zwischen diesen Proben praktisch kein technologischer Einfluss, während nach dem Konzept der Synthetischen Wöhlerlinien ein technologischer Einfluss von 5.3% bei Verwendung der Streckgrenze $\sigma_{p0.2}$ und 2.9% bei Heranziehung der Zugfestigkeit R_m vorhergesagt wird. Offenbar unterliegt dieser Einfluss einer von der Differenz der techno-

Experimentelle Untersuchung

Versuch	$\sigma_{D,10\%}$	$\sigma_{D,50\%}$	$\sigma_{D,63\%}$	$\sigma_{D,90\%}$	$N_{Eck,10\%}$
UB10002	595.0	609.1	613.2	623.5	269045
	$N_{Eck,50\%}$	$N_{Eck,90\%}$	k	$T_{Z\sigma}$	$T_{D\sigma}$
UB10002	503550	1250779	9.74	1.048	1.082

Tabelle 5.13: Ergebnisse der Umlaufbiegeversuche mit mechanisch polierten Proben 10mm, $K_t = 1$, $\chi^* = 0.25$, Charge 1 und 2

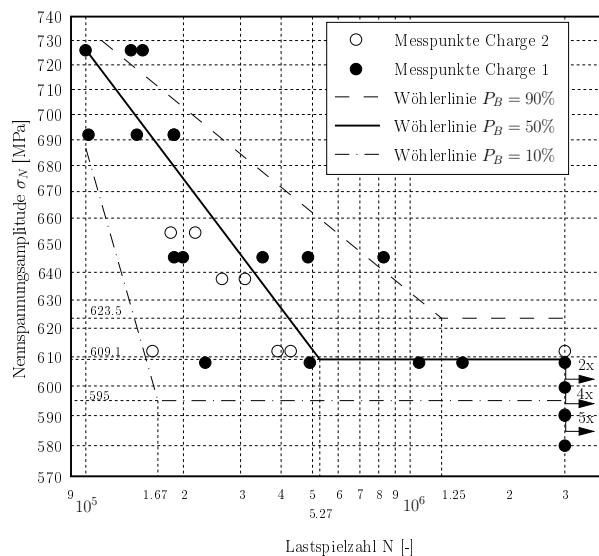


Abbildung 5.68: Ergebnisse der Umlaufbiegeversuche mit mechanisch polierten Proben 10mm, $K_t = 1$, $\chi^* = 0.25$, Charge 1 und 2

logischen Parameter abhängigen Grenze, ab der er erst sichtbar wird.

Zwei weitere Probenserien - UB10002280rmpz und UB10002280mmpz - hatten dieselbe Geometrie, wurden allerdings aus dem Halbzeug entnommen, aus dem auch die Proben vom $\varnothing 50\text{mm}$ herausgearbeitet wurden, wobei die Achse der Proben von UB10002280rmpz in der Randfaser der Kerbe der Proben $\varnothing 50\text{mm}$ zu liegen kam, während die Proben von UB10002280mmpz koaxial mit den den Proben $\varnothing 50\text{mm}$ aus dem Halbzeug entnommen wurden. Die ist für die Untersuchung des rein geometrischen Größeneinflusses in weitere Folge notwendig, da so die einzelnen Einflüsse voneinander trennbar werden, sofern davon ausgegangen werden kann, dass die statische Festigkeit der Randschicht einer Probe auch für ihre dynamische Festigkeit verantwortlich ist. Ihre technologischen Parameter sind ebenfalls Abbildung 5.4 zu entnehmen, sodass relativ zu den oben beschriebenen Ergebnissen ein deutlicher technologischer Einfluss zu erwarten war. Dies bestätigt auch die gemeinsame Darstellung der Wöhlerlinien in Abbildung 5.69, wonach die Wechselfestigkeit proportional zur Abnahme der statischen Festigkeit abnimmt.

Die geringe Anzahl von Proben wurde dadurch kompensiert, dass Wöhlerversuche mit zwei weiteren Versuchsreihen - UB10002280rmpz und UB10002280mmpz - durchgeführt

wurden. Diese waren im Prüfbereich ausgerundet und wichen somit von der ursprünglichen zylindrischen Geometrie etwas ab, hatten allerdings annähernd denselben Spannungsgradienten und dieselbe Spannungsformzahl. Sie wiesen dieselben dynamischen Festigkeitseigenschaften auf, wie die Proben mit zylindrischer Prüfstrecke, und wurden somit als Bestätigung der dargestellten Kurven gewertet. Da mit ihnen jedoch der statistische Einfluss untersucht werden sollte, werden sie später genauer besprochen.

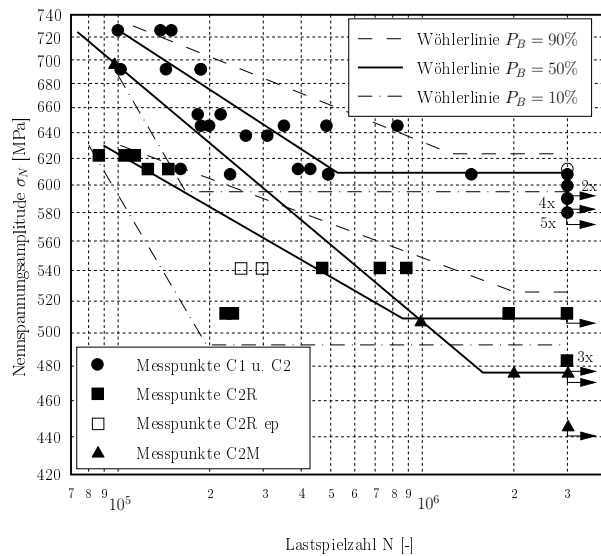


Abbildung 5.69: Ergebnisse der Umlaufbiegeversuche mit mechanisch polierten Proben 10mm , $K_t = 1$, $\chi^* = 0.25$, aus RdO20, RdO25, RdO80 Rand und RdO80 Mitte

Den technologischen Einfluss bei höherem Spannungsgradienten χ^* zeigen die folgenden Abbildungen 5.70 sowie 5.71. Hier sind zwischen den Probenserien UB10005120mmp und UB10005225mmp bereits Unterschiede zu sehen, insbesondere in Hinblick auf die Steigung k der Zeitfestigkeitsgeraden und die Dauerfestigkeit, wobei erstere flacher wird und k damit betragsmäßig zunimmt. Die Dauerfestigkeit nimmt hingegen um 3% ab und folgt damit dem vorausgesagten Trend der meisten Ansätze für Synthetische Wöhlerlinien. Dieser Trend setzt sich bei der Probenserie UB10005280rmp fort, wobei hier der über Synthetische Wöhlerlinien prognostizierte Abfall der Dauerfestigkeit mit 10% bzw. 12% deutlich unter dem experimentell ermittelten Wert von 19% liegt.

Am deutlichsten ausgeprägt zeigt sich der technologische Einfluss bei hohem Spannungsgradienten mit 20.9% in der Abbildung 5.71 bei einer statischen Festigkeitsabminderung von nur 6.7% sowohl bei σ_B als auch bei $\sigma_{p0.2}$, wobei die untersuchten Spannungsgradienten zwar schon beträchtlich, aber deutlich unterschiedlich sind. Unter diesem Gesichtspunkt ist zu berücksichtigen, dass die Wechselfestigkeit für $\chi^* = 3.85$ bereits einen höheren Stützbetrag beinhaltet als jene für $\chi^* = 2.95$, sodass der technologische Einfluss sogar noch höher zu bewerten wäre.

Beachtenswert ist in diesem Zusammenhang, dass die Halbzeuge Rd25 und Rd80 aus derselben Schmelze stammen, dies allerdings die Abnahme der dynamischen Festigkeit nur unwesentlich beeinflusst. Im vorliegenden Wertebereich der statischen Festigkeit sind da-

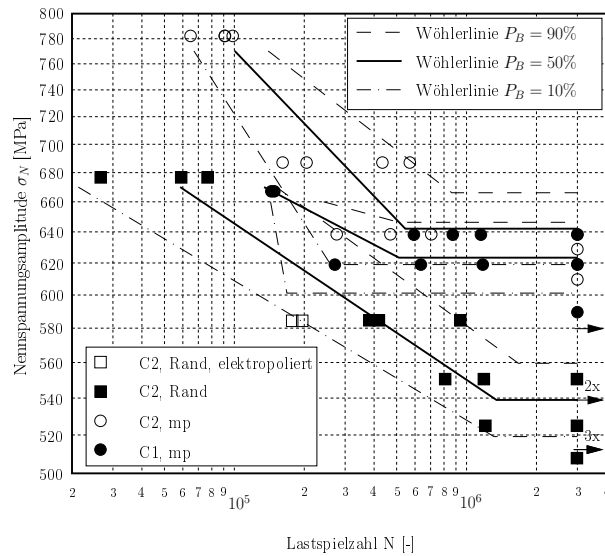


Abbildung 5.70: Ergebnisse der Umlaufbiegeversuche mit mechanisch polierten Proben 10mm , $K_t = 1.33$, $\chi^* = 0.54$, Charge 1 und 2, Charge 2 Probenentnahme Rand

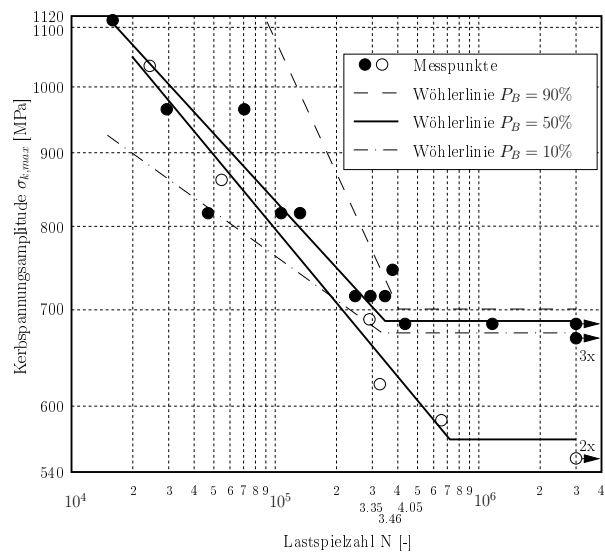


Abbildung 5.71: Ergebnisse der Umlaufbiegeversuche mit mechanisch polierten Proben 10mm , $K_t = 1.83$, $\chi^* = 2.95$ aus RdØ25 und $K_t = 2.03$, $\chi^* = 3.85$ aus RdØ80 Rand

her Einschlussgrößen und -verteilung noch keine relevanten Einflussparameter, sodass es auch als sekundär erscheint, wenn bei Untersuchungen anhand kleiner Proben Ausgangsmaterial unterschiedlicher Schmelzen verwendet werden.

Die folgenden Abbildungen 5.72, 5.73 und 5.74 zeigen die experimentell erhaltenen Wöhlerlinienparameter. Die Abbildung 5.72 enthält zudem Abminderungskurven, die über aus der Literatur bekannte Abminderungsfaktoren erhalten wurden. Der Faktor $K_{d,m}$ bzw.

$K_{d,p}$ wird nach *FKM* [46] zur Berechnung der abnehmenden Zugfestigkeit bzw. Streckgrenze bei zunehmender Bauteilabmessung angegeben und wird wie folgt berechnet:

$$K_{d,m} = \frac{1 - 0.7686 \cdot a_{d,m} \cdot \log \frac{d_{eff}}{7.5}}{1 - 0.7686 \cdot a_{d,m} \cdot \log \frac{d_{eff,N,m}}{7.5}} \quad (5.19)$$

$K_{d,m}$, $a_{d,m}$ und $d_{eff,N,m}$ berücksichtigen die Zugfestigkeit und sind für die Streckgrenze durch $K_{d,p}$, $a_{d,p}$ und $d_{eff,N,p}$ zu ersetzen. Die Werte für den hier vorliegenden Vergütungsstahl sind der Tabelle 5.14 zu entnehmen. Der effektive Durchmesser d_{eff} ist in diesem Fall gleich dem Durchmesser, an dem die Probe dem Halbzeug entnommen wurde bzw. bei koaxial zum Halbzeug entnommenen Proben der Durchmesser der Probe selbst. Für verschiedene Probenentnahmepositionen aus einem großen Halbzeug ist dieser Ansatz allerdings nicht tauglich, da er von Normwerten der Festigkeit ausgeht.

$a_{d,p}$	$a_{d,m}$	$d_{eff,N,p}$	$d_{eff,N,m}$
0.3	0.4	16	16

Tabelle 5.14: Faktoren zur Berechnung des technologischen Abminderungsfaktors nach *FKM* [46]

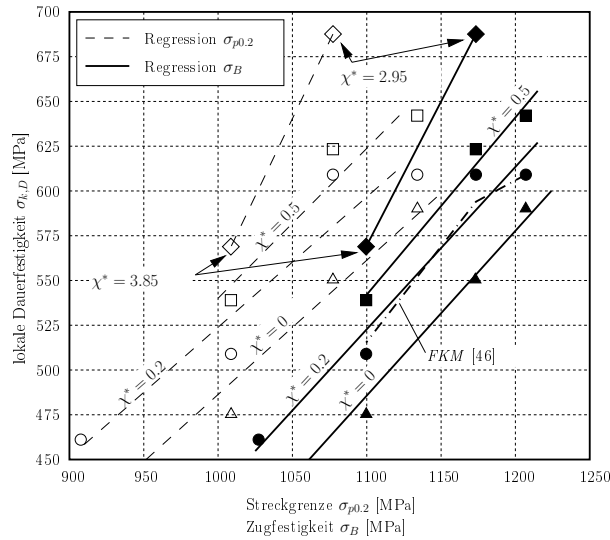


Abbildung 5.72: Abhängigkeit zwischen Wechselfestigkeit und statischer Festigkeit

Der Faktor K_T nach *Schütz* [60] berücksichtigt hingegen nur die lokale Zugfestigkeit, die einfacher zu messen bzw. über eine Härtemessung und entsprechende Korrelationsformeln leicht zu berechnen ist:

$$K_T = \frac{2195 - \sigma_B}{1790} \quad (5.20)$$

Dies würde allerdings bedeuten, dass der technologische Einfluss mit steigender Festigkeit zunimmt, sodass dieser Ansatz nur in Kombination mit einer großen Oberflächenrauigkeit bzw. einer großen maximalen Einschlussgröße \sqrt{area} nach *Murakami* zur Darstellung der Interaktion sinnvoll erscheint.

Letztlich kann der technologische Einfluss auch nach den meisten Konzepten für Synthetische Wöhlerlinien berücksichtigt werden, allerdings ergibt sich dadurch nur ein Faktor für die Zug-Druck-Wechselfestigkeit σ_{zdw} . Beispiele hierfür sind der Ansatz von *Murakami* [126], *Hück et al.* [60] und *Bergmann* [9].

Durch die angegebenen Faktoren lässt sich eine Geradengleichung aufstellen, die ausgehend von Versuchspunkten der Proben aus RdØ20 und RdØ25 den technologischen Einfluss darstellen. Im vorliegenden Versuchsprogramm wurde der technologische Faktor F_T durch Regression ermittelt. Es ergab sich im Mittel bei $\chi = 0.2$ und $\chi = 0.5$ für die Zugfestigkeit

$$F_T = \frac{0.95 \cdot \sigma_{B,1} - 511}{0.95 \cdot \sigma_{B,2} - 511} \quad (5.21)$$

bzw. für die Streckgrenze

$$F_T = \frac{0.78 \cdot \sigma_{p0.2,1} - 250}{0.78 \cdot \sigma_{p0.2,2} - 250} \quad (5.22)$$

Bei höheren Spannungsgradienten erhöhen sich die Faktoren und man erhält

$$F_T = \frac{0.81 \cdot \sigma_{B,1} - 600}{0.81 \cdot \sigma_{B,2} - 600} \quad (5.23)$$

bzw.

$$F_T = \frac{0.87 \cdot \sigma_{p0.2,1} - 590}{0.87 \cdot \sigma_{p0.2,2} - 590} \quad (5.24)$$

Die entsprechenden Werte für $\chi^* = 0$ wurden durch Regression der Versuchspunkte entsprechend dem Gradientenmodell bestimmt und ergaben:

$$F_T = \frac{0.92 \cdot \sigma_{B,1} - 526}{0.92 \cdot \sigma_{B,2} - 526} \quad (5.25)$$

bzw.

$$F_T = \frac{0.75 \cdot \sigma_{p0.2,1} - 263}{0.75 \cdot \sigma_{p0.2,2} - 263} \quad (5.26)$$

Dieser Faktor bei $\chi^* = 0$ wird in der Modellbildung später eingesetzt.

In der Abbildung 5.73 ist das Verhalten der Steigung k der Zeitfestigkeitslinie über der statischen Festigkeit dargestellt. Bis auf jene zwei Punkte des Kurvenzuges für $\chi^* = 0.5$, die deutlich überhöht sind und jenseits des aus der Literatur bekannten Wertebereiches (3 - sehr stark gekerbt, 15 - ungekerbt) [36] liegen, zeigt sich nur eine deutliche Abhängigkeit vom Spannungsgradienten, nicht aber von der statischen Festigkeit.

Experimentelle Untersuchung

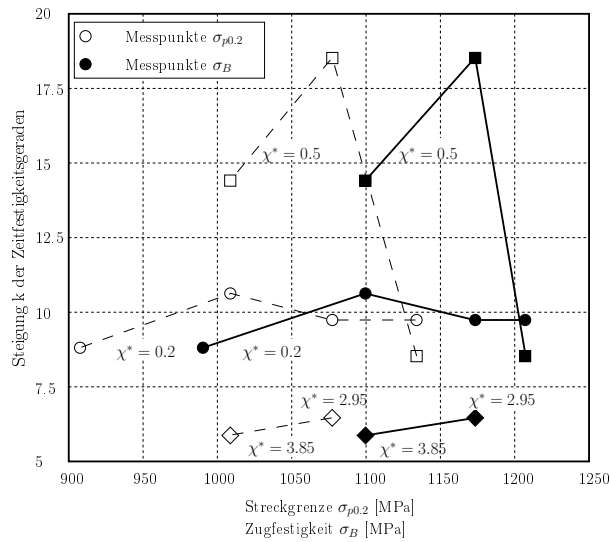


Abbildung 5.73: Abhängigkeit zwischen Steigung k der Wöhlerlinie und statischer Festigkeit

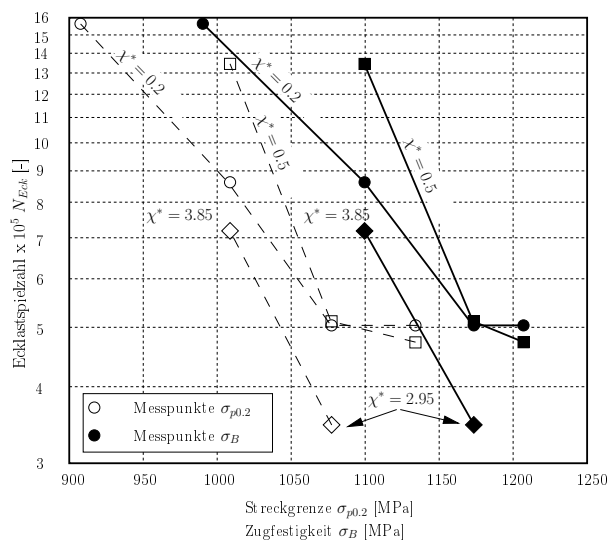


Abbildung 5.74: Abhängigkeit zwischen Ecklastspielzahl N_{eck} und statischer Festigkeit

Für die Ecklastspielzahl N_{eck} , welche in Abbildung 5.74 über der statischen Festigkeit eingetragen ist, zeigt sich allerdings eine annähernd indirekt proportionale Abhängigkeit, sofern man von Schwankungen absieht. Es ergeben sich für die Regressionsgeraden auf Basis der Zugfestigkeit die Gleichung

$$N_{eck} = 10^{-\frac{\sigma_B}{312.5} + 9.46} \quad (5.27)$$

bzw. auf Basis der Streckgrenze

$$N_{eck} = 10^{-\frac{\sigma_{p0.2}}{385} + 8.55} \quad (5.28)$$

5.3.2 Auswertung des Einflusses von Randschichteigenstressungen

Wie bereits im Abschnitt 5.1.2 erwähnt, mussten die Proben für Zug-Druck-Belastung einer ursprünglich nicht geplanten Bearbeitung durch elektrolytisches Polieren unterzogen und der Durchmesser auf 7.5mm reduziert werden. Dadurch wurde allerdings auch die eigenspannungsbehaftete Randschicht entfernt, sodass die Ergebnisse unter Zug-Druck, Umlaufbiegung und Achsialbiegung nicht mehr direkt vergleichbar waren. Es war daher ein zusätzlicher Versuch mit elektropolierten Proben unter Umlaufbiegung erforderlich, um diesen Einfluss sichtbar zu machen. Dazu mussten folgende Annahmen getroffen werden:

- der Einfluss ist unabhängig von der Belastungsart
- der Größeneinfluss zwischen Ø7.5mm und Ø10mm ist vernachlässigbar klein
- der Unterschied zwischen den Halbzeugen RdØ20 und RdØ25 spielt eine untergeordnete Rolle

Letztere Annahme musste getroffen werden, da nach Fertigung des Versuchsprogrammes aus RdØ20 nicht mehr ausreichend Material daraus vorlag. Zur Untersuchung der bearbeitungsbedingten Eigenspannungen diente die Versuchsreihe UB10002225mepz, deren Ergebnisse in Form einer Wöhlerkurve in Abbildung 5.48 dargestellt sind.

Die beiden Wöhlerlinien, also mechanisch poliert und elektrolytisch poliert, sind im Diagramm der folgenden Abbildung 5.75 gemeinsam dargestellt. Man erkennt die deutliche Abnahme der Wechselfestigkeit unter Umlaufbiegung bei der elektrolytisch polierten Probenreihe UB10002225mepz, während sich Steigung k und Ecklastspielzahl praktisch nicht ändern.

Die Umlaufbiegewechselfestigkeit der elektrolytisch polierten Proben ist deutlich geringer (um 70 MPa, ca. 12%) als jene der mechanisch polierten. Hierfür sind zwei Mechanismen denkbar:

- das Fehlen der verfestigenden Druckeigenspannungen aufgrund der Kaltverfestigung bei der spanabhebenden Bearbeitung
- die Verstärkung der Wirkung der Defekte an der Oberfläche, da durch den Prozess des elektrolytischen Polierens sich in der Umgebung sulfidischer Einschlüsse an der Oberfläche Schwefelsäure bildet, die das Metall stark angreift.

Bei Vergleich mit den Ergebnissen der Eigenspannungsmessung, die bei Durchläufern nach der Prüfung Druckeigenspannungen im Bereich von 250 MPa - 275 MPa ergeben haben, folgt daraus eine Eigenspannungsempfindlichkeit $M_E = 0.25 - 0.28$, sodass die

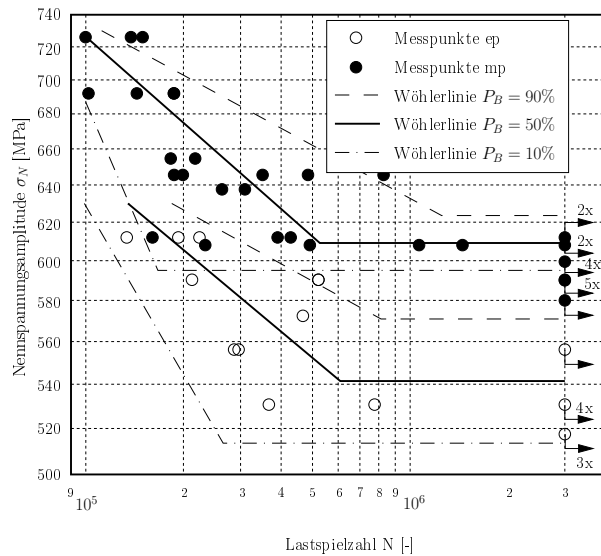


Abbildung 5.75: Ergebnisse der Umlaufbiegeversuche mit mechanisch polierten und elektrolytisch polierten Proben 10mm , $K_t = 1$, $\chi^* = 0.25$

Eigenspannungen wie eine Mittelspannung nach *Schütz* in die Rechnung einfließen können und sich somit für mechanisch polierte Proben folgende Dauerfestigkeit ergibt:

$$\sigma_{w,mp} = \sigma_{w,ep} + 0.28 \cdot \sigma_R \quad (5.29)$$

Die Ergebnisse von mechanisch polierten Zug-Druck-Proben mit einem Spannungsgradienten $\chi^* = 0.2$ kämen demnach deutlich über jenen von ungekerbten, mechanisch polierten Umlaufbiegeproben zu liegen. Dies macht auch Sinn, da bei Zug-Druck-Belastung zur Erreichung von $\chi^* = 0.2$ eine Kerbe erforderlich ist und somit eine wesentlich geringere hochbelastete Oberfläche vorliegt, als dies bei ungekerbten Umlaufbiegeproben der Fall ist. Unter diesem Gesichtspunkt müssten die Wechselfestigkeit der Probenreihen AB10002120mmpz und die nach Gleichung 5.29 korrigierte Wechselfestigkeit von ZD07502120mep sehr nahe beieinander liegen. Die Differenz von ca. 35 MPa lässt sich daraus erklären, dass bei AB10002120mmpz ein χ^* -Wert von 0.16 vorlag, während bei ZD07502120mep der Spannungsgradient zu 0.25 berechnet wurde. Es lag somit eine Differenz von ca. 0.1 vor.

Bei den Versuchsreihen UB10002280rmpz, UB10002280rmp, UB10002280mmpz und UB10002280rmp wurden zur Kontrolle des Einflusses der Randschichteigenspannungen jeweils zwei Punkte mit elektrolytisch polierten Oberflächen aufgenommen, die Ergebnisse finden sich in den Abbildungen 5.49, 5.50, 5.52, und 5.55. Alle Versuchspunkte deuten auf einen deutlichen Einfluss der Randschicht hin, der zu einer Reduktion der Wechselfestigkeit von ca. 40-50 MPa führt. Hier ist allerdings zusätzlich noch der technologische Einfluss zu berücksichtigen, der die Stabilität der Eigenspannungen reduziert und somit der Unterschied zu den Proben aus RdØ20 und RdØ25 erklärbar ist.

5.3.3 Auswertung des Einflusses der Belastungsart

Zwischen den Belastungsarten Zug-Druck, Umlaufbiegung und Achsialbiegung gibt es bezogen auf die zyklische Festigkeit Unterschiede, sowohl bei Betrachtung des Falles gleicher Spannungskonzentration als auch jenes gleichen Spannungsgradienten. Bei *Zenner* [196] findet man ein über das statistische Konzept errechnetes Verhältnis der Wechselfestigkeit unter unterschiedlicher Belastung unter der Voraussetzung gleicher Querschnittsgröße und -form und einer Formzahl $K_t = 1$ von:

$$\sigma_{abw} : \sigma_{ubw} : \sigma_{zdw} = 1 : 0.935 : 0.863 \quad (5.30)$$

Nach *Bergmann* [9] liegen die Versuchsergebnisse für Umlaufbiegung allerdings um 5% bis 10% über den Ergebnissen der Achsialbiegung. Er empfiehlt daher eine von der statischen Festigkeit abhängige Korrektur für den Lastfall „Umlaufbiegung“ von:

$$f_{ub} = 1.05 \cdot \left(\frac{\sigma_{p0.2}}{200} \right)^{0.0202} \quad (5.31)$$

Unter Berücksichtigung der im vorhergehenden Abschnitt besprochenen Korrektur für elektrolytisch polierte Proben kann dieser Ansatz aufgrund der in der vorliegenden Untersuchung erhaltenen Ergebnisse nicht nachvollzogen werden. Vielmehr ergibt sich ein Verhältnis der Wechselfestigkeiten bei gleichem Spannungsgradienten $\chi^* = 0.2$ von ca.

$$\sigma_{abw} : \sigma_{ubw} : \sigma_{zdw} = 1 : 0.892 : 0.961 \quad (5.32)$$

und bei gleicher Formzahl $K_t = 1$

$$\sigma_{abw} : \sigma_{ubw} : \sigma_{zdw} = 1 : 0.915 : 0.867 \quad (5.33)$$

womit das statistische Konzept in diesem Fall durchaus sinnvolle Werte liefert. Eine weitere Bestätigung erhält man bei Betrachtung der Ergebnisse der Probenserien UB500-02280mm und AB50002280mm. Hier liegt das entsprechende Verhältnis bei gleichem Spannungsgradienten $\chi^* = 0.2$ bei

$$\sigma_{abw} : \sigma_{ubw} = 1 : 0.909 \quad (5.34)$$

Man erhält damit sehr ähnliche Werte wie mit Proben der $\varnothing 10$ mm. Somit wäre das Verhältnis der Wechselfestigkeiten für diesen Fall annähernd größenunabhängig.

5.3.4 Statistischer Größeneinfluss bei $K_t = 1$

Die maximal ertragbare Kerbspannungsamplitude nimmt mit abnehmendem K_t ab, wobei dieser Effekt mit Stützwirkung beschrieben wird. Denselben Effekt, allerdings wesentlich abgeschwächt, gibt es auch bei $K_t = 1$. *Friedrich* [47] wies dies durch zwei ungekerbte, elektrolytisch polierte Probenserien gleichen Durchmessers aber unterschiedlich langer Prüfstrecke unter Umlaufbiegung nach. Diese Abnahme ist allerdings deutlich geringer, als dies im Bereich geänderter Stützwirkungsverhältnisse der Fall ist. Erklärt wird dieser Effekt durch den statistischen Einfluss von Fehlstellen, die bei längeren Prüfstrecken mit

größerer Wahrscheinlichkeit rissauslösend wirken als bei kurzen.

Die meisten Literaturstellen (z.B. [165, 164, 84]) messen diesem Effekt allerdings keine Bedeutung zu, sodass in der Darstellung $\sigma_{k,max} = f(V_\sigma)$ bzw. $\sigma_{k,max} = f(A_\sigma)$ für alle $K_t = 1$ eine horizontale Linie angenommen wird (siehe Abbildung 5.76).

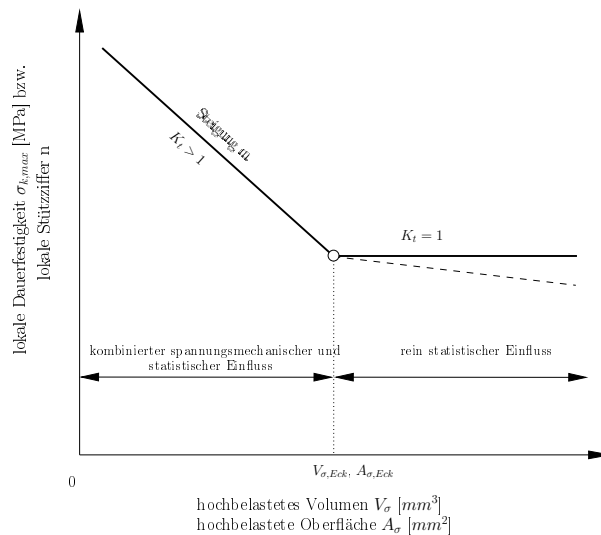


Abbildung 5.76: Schema des statistischen Modells

Für das statistische Konzept ist es nun wichtig, nicht nur die Steigung m der Geraden bei Stützwirkung und die Wechselfestigkeit für $K_t = 1$, sondern auch den Abknickpunkt des Spannungsintegrals $V_{\sigma,Eck}$ bzw. $A_{\sigma,Eck}$ zu kennen, also jenes hochbelastete Volumen oder jene hochbelastete Oberfläche, wo der im statistischen Konzept angenommene kombinierte spannungsmechanische und statistische Größeneinfluss in einen reinen statistischen Größeneinfluss übergeht. Dieser Wert liegt nach [165] bei $V_{\sigma,Eck} = 30\text{mm}^3$. Somit wäre der statistische Einfluss alleine sichtbar. Dies erfolgte im vorliegenden Versuchsprogramm durch die Probenreihen UB10002280rmpz und UB10002280rmpr, sowie UB10002280mmpz und UB10002280mmpr. Jeweils eine Probenreihe war im Prüfbereich ausgerundet und hatte somit bei $K_t = 1$ das kleinstmögliche Spannungsintegral. Bei Gültigkeit des statistischen Konzeptes auch unter Berücksichtigung von in der Randschicht vorhandenen Druckeigen- spannungen, müssten die Wechselfestigkeiten der ausgerundeten Probenformen mit 2.3% deutlich über jenen der zylindrischen Probenformen liegen.

Die Ergebnisse der Schwingversuche sind in einzelnen Wöhlerdiagrammen (5.49-5.52) zusammengefasst und im Diagramm der folgenden Abbildung 5.77 nochmals gemeinsam dargestellt.

Der Unterschied zwischen den Werten, die mittels zylindrischen und ausgerundeten Probenformen ermittelt wurden, ist nur marginal (ca. 0.3%). Offensichtlich ist bei der hochbelasteten Oberfläche und dem hochbelasteten Volumen der ausgerundeten Probe bereits ein Limit erreicht, ab dem keine weitere volumen- bzw. oberflächenbedingte Verschlech-

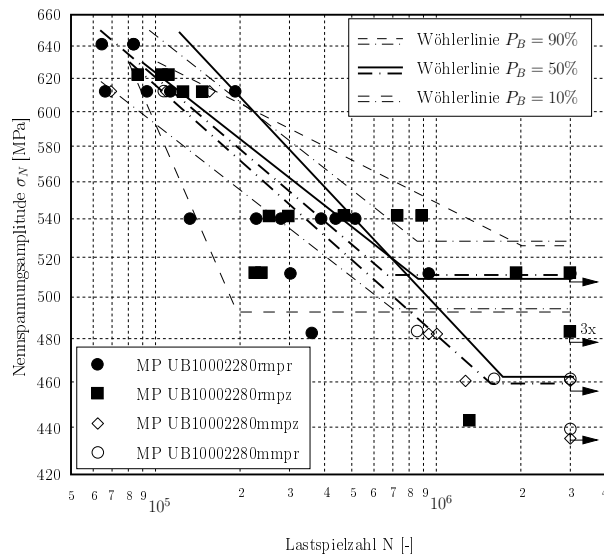


Abbildung 5.77: Ergebnisse der Umlaufbiegeversuche mit mechanisch polierten Proben 10mm, $K_t = 1$, $\chi^* = 0.25$ und $\chi^* = 0.25$, Probenentnahme Rand und Mitte

terung des dynamischen Verhaltens eintritt.

Eine weitere Ursache kann in den Randschichteigenspannungen liegen, welche den statistischen Effekt deutlich dämpfen. Da Einschlüsse, welche die Oberfläche berühren, nach *Murakami* [126] besonders hohe Spannungskonzentrationen von $K_t = 2.1$ [112] hervorrufen, die Größe dieser Einschlüsse allerdings in der Regel kleiner als $20 \mu\text{m}$ und damit kleiner als die Tiefenwirkung der Eigenspannungen ist, werden Spannungsüberhöhungen durch Druckeigenspannungen in der Randschicht abgefedert. Bei elektrolytisch polierten Proben, wie jenen von *Friedrich*, ist diese Dämpfung nicht mehr vorhanden und die Spannungskonzentration kann sich in ihrer Wirkung voll entfalten.

5.3.5 Gradienteneinfluss - Geometrischer Größeneinfluss

Zur Darstellung des Gradienteneinflusses wurden die ertragenen Kerbspannungsamplituden über dem Spannungsgradienten χ^* aufgetragen und Probenreihen gleicher Oberflächenbearbeitung, gleicher Durchmesser und gleicher technologischer Eigenschaften zusammengefasst und nach dem Gradientenkonzept ausgewertet.

Die Auswertung nach dem Gradientenkonzept erfolgte nach der Formel von *Eichlseder* [38]

$$\sigma_D = \sigma_{zdw} \cdot \left[1 + \left(\frac{\sigma_{bw}}{\sigma_{zdw}} - 1 \right) \cdot \left(\frac{\chi^*}{\chi_R} \right)^{K_D} \right] \quad (5.35)$$

Der Exponent K_D ist für eine Werkstoffgruppe konstant und beträgt entsprechend der Literaturergebnisse für Vergütungsstahl der vorliegenden Qualität „0.3“. Die Auswertung erfolgte mangels einer geeigneten Software und in Anbetracht der überschaubaren Anzahl

an Versuchspunkten derart, dass die Parameter der genannten Formel – also σ_{bw} und σ_{zdw} – durch Lösung des Gleichungssystems mit zwei Variablen für jeweils zwei Dauerfestigkeits- und Spannungsgradientwerten berechnet wurden. Somit mussten alle möglichen Kombinationen der verfügbaren und zusammengehörigen Werte paarweise eingesetzt werden, sodass man anschließend durch Mittelwertbildung der sich ergebenden Parameter zu den endgültigen Werten für die dargestellten Regressionskurven kam.

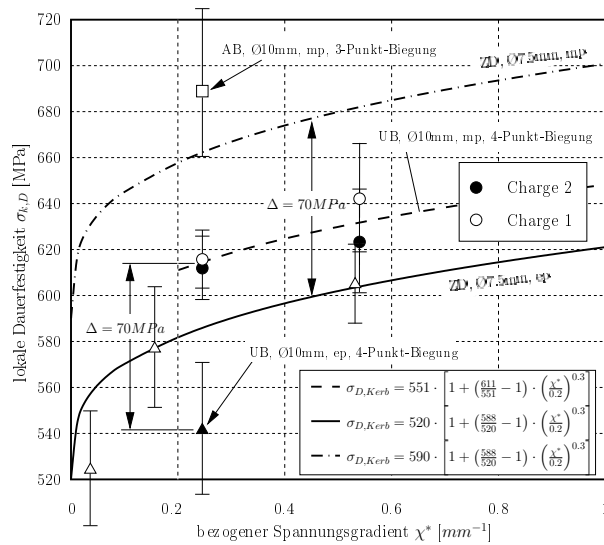


Abbildung 5.78: Auswertung der Versuchsergebnisse unter Zug-Druck (Ø7.5mm) und Umlaufbiegung (Ø10mm)

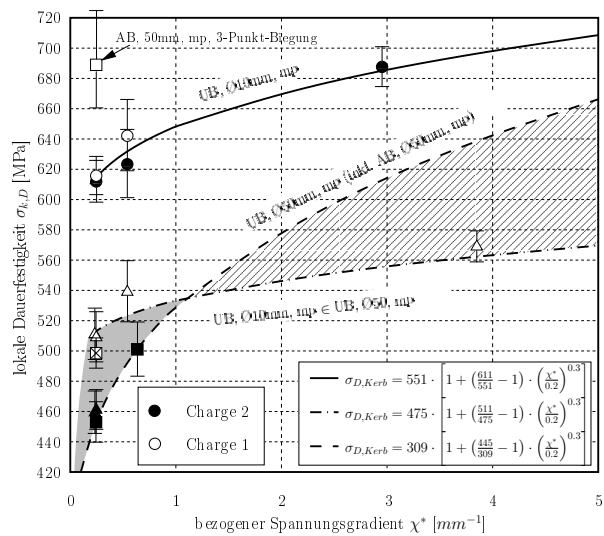


Abbildung 5.79: Versuchsauswertung nach dem Gradientenkonzept

Die Abbildung 5.78 stellt die Basis der Untersuchung dar. Sowohl die elektrolytisch polierten Probenreihen unter Zug-Druck-Belastung als auch jene unter Umlaufbiegung lassen sich gut durch das Gradientenkonzept darstellen, wobei die Kurve für Umlaufbiegung und einem Nettoquerschnitt von $\varnothing 10\text{mm}$ nur bis zu einem minimalen Spannungsgradienten $\chi^* = 0.2$ existiert. Sie liegt deutlich (ca. 30 MPa) über der Kurve für Zug-Druck-Belastung, ist aber zu dieser annähernd parallel. Die Proben aus Rd $\varnothing 20$ und Rd $\varnothing 25$ zeigen - wie bereits in den vorhergehenden Abschnitten besprochen - nur geringe Unterschiede und lassen sich durch einen gemeinsamen Kurvenzug auswerten.

Der Versuchspunkt für elektrolytisch polierte Proben unter Umlaufbiegebelastung liegt um 70 MPa tiefer als die entsprechende Probe mit mechanisch polierter Oberfläche. Daraus wurde die Kurve für Zug-Druck-Belastung und mechanisch polierte Proben ebenso durch Parallelverschiebung um diesen Betrag erhalten und liegt nun im gesamten χ^* -Bereich über jener für Umlaufbiegung. Dies erscheint auch plausibel, denn für $\chi^* = 0.2$ ist bei Umlaufbiegung aufgrund der größeren Prüfstrecke bei einer zylindrischen Probe ein größerer statistischer Einfluss vorhanden. Bei $K_t = 1$ liegt die Wechselfestigkeit der Zug-Druck-Probe allerdings deutlich unterhalb jener für Umlaufbiegung, da bei jeweils zylindrischen Proben zwar der statistische Einfluss ähnlich ist, der Gradienteneinfluss aber einen Unterschied ausmacht. Weiters kommt noch ein gewisser Größeneinfluss in Betracht, obwohl von *Friedrich* [47] bis zu $\varnothing 16\text{mm}$ kein merkbarer Größeneinfluss gefunden wurde. Die Kurve für mechanisch polierte Zug-Druck-Proben ist im Bereich $\chi^* = 0.2$ bereits nahe des Ergebnisses für die Probe unter Achsialbiegung. Der Unterschied ist jedoch aufgrund der 3-Punkt-Biegebelastung und dem daraus resultierenden geringen Spannungsintegral erklärbar.

Insgesamt lässt sich daraus auch ableiten, dass das Gradientenkonzept in seiner ursprünglichen Gesamtheit nur für die Belastungsart Zug-Druck gelten wird, während für Umlaufbiegung im Bereich $K_t = 1$ Korrekturen erforderlich sind.

In Abbildung 5.79 sind die Kurven samt Dauerfestigkeitswerten und Streubreiten für den Belastungsfall „Umlaufbiegung“ dargestellt. Alle Versuchsergebnisse lassen sich gut nach dem Gradientenkonzept auswerten und weisen - außer jene der Proben mit $\varnothing 50\text{mm}$ - plausible Werte für σ_{bw} und σ_{zdw} auf.

Deutlich erkennbar ist, dass der technologische Einfluss sich im Quotienten $\frac{\sigma_{bw}}{\sigma_{zdw}}$ in Form einer einheitlichen Skalierung von Zähler und Nenner nicht direkt niederschlägt, da der Quotient konstant bleibt. Die Kurven für die mechanisch polierten Proben mit $\varnothing 10\text{mm}$, welche aus der Randfaser der Proben mit $\varnothing 50$ entnommen wurden, ist gegenüber jener der aus Halbzeug Rd $\varnothing 20$ und Rd $\varnothing 25$ entnommenen Proben um einen über das gesamte χ^* -Gebiet annähernd einheitlichen Betrag versetzt und annähernd parallel, mit Ausnahme des Gebietes hoher Spannungsgradienten, wo sich ein höherer technologischer Einfluss darstellt. Der Betrag der Verschiebung ist ca. 120 MPa und somit ca. 22% von σ_{zdw} der Versuchsreihen UB10002120mmpz und UB10002225mmpz.

Alle Kurven wurden wieder nur bis zu ihrer durch $K_t = 1$ gegebenen Grenze gezeichnet, sodass der graue Bereich nicht ganz bis zur Ordinate reicht.

Zur Auswertung der Proben mit $\varnothing 50\text{mm}$ standen nur zwei Versuchspunkte zur Verfügung, diese weisen allerdings einen wesentlich steileren Kurvenverlauf im Bereich zwischen $\chi^* = 0 \div 1$ auf. Die sich ergebende rote, strichlierte Kurve nach dem Gradientenkonzept

schneidet jene der Proben $\varnothing 10\text{mm}$ aus der Randfaser (blaue, strichlierte Kurve) ungefähr bei $\chi^* = 1$ und würde danach oberhalb derselben verlaufen.

Zur Überprüfung dieses Sachverhaltes wurden Versuchsdaten aus der Literatur – jene von *Böhm* [11] und *Magin* [106] – nach dem Gradientenkonzept ausgewertet. Beide Autoren verwendeten Halbzeuge aus derselben Werkstoffcharge und versuchten, den technologischen Einfluss durch geeignete Wärmebehandlungen auszuschließen. Somit kann davon ausgegangen werden, dass vergleichbare Zustände bestehen wie im Fall des vorliegenden Versuchsprogrammes.

Die Spannungsverläufe sowie bezogenen Spannungsgradienten wurden mittels FE-Methode neu berechnet und die Ergebnisse in den Abbildungen 5.80 und 5.81 im Bereich $\chi_* = 0 \div 5$ dargestellt. In den beiden Fällen standen auch einige Daten für hohe χ^* -Werte zur Verfügung.

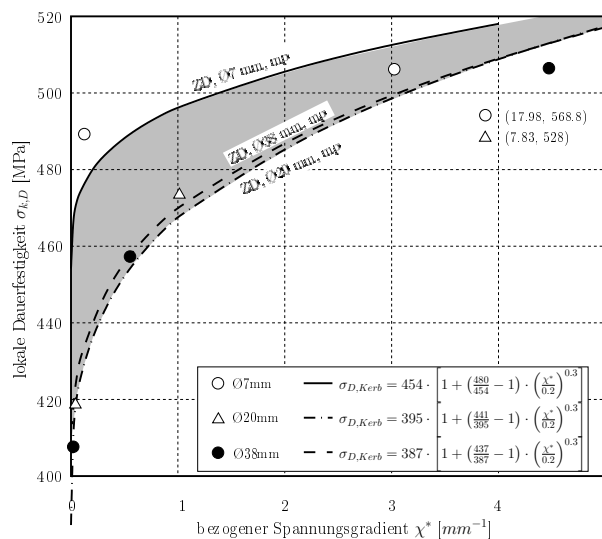


Abbildung 5.80: Auswertung der Versuchsergebnisse von *Böhm* [11] nach dem Gradientenkonzept

Man erkennt, dass in keinem Fall die Auswertungskurve für die Proben mit $\varnothing 7\text{mm}$ von jenen größerer Probendurchmesser geschnitten wird. Hingegen nimmt der anfänglich grosse Unterschied in den zyklischen Festigkeiten mit steigendem Spannungsgradienten in den meisten Fällen deutlich ab. Im Fall der Ergebnisse von *Magin* nehmen die Kurven insbesondere für die Proben mit $\varnothing 10\text{mm}$ und $\varnothing 38\text{mm}$ einen deutlich anderen Verlauf als die übrigen Kurven. Während die Ergebnisse für die Proben $\varnothing 20\text{mm}$, $\varnothing 80\text{mm}$ und $\varnothing 100\text{mm}$ den erwähnten Verlauf zeigen, verlaufen diese deutlich flacher und schneiden die Kurven höherer Durchmesser sogar. Die Ursache dürfte hier in der Schwierigkeit der Bestimmung der kleinen Kerbradien sein. Außerdem sind diese wesentlich schwieriger von allen Bearbeitungsriefen zu befreien, als bei größeren Kerbradien. Anders ist es nicht zu erklären, dass z.B. bei den Proben $\varnothing 38\text{mm}$ zwischen $\chi^* = 0.8$ und $\chi^* = 8.5$ keine Stützwirkung mehr vorhanden ist.

Aufgrund derselben technologischen sowie – basierend auf demselben Spannungsgradi-

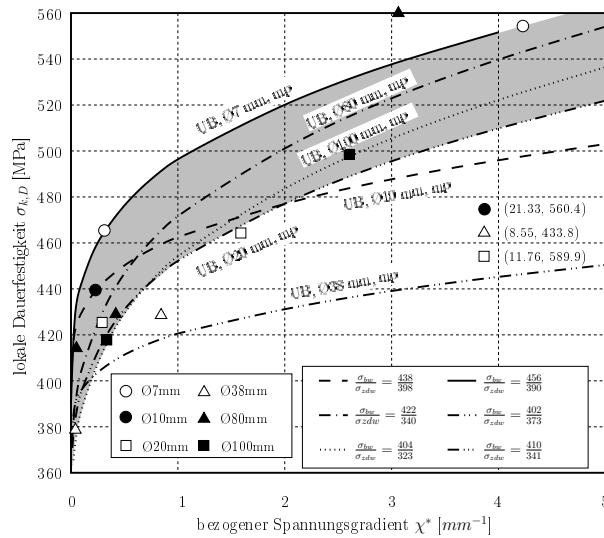


Abbildung 5.81: Auswertung der Versuchsergebnisse von *Magin* [106] nach dem Gradientenkonzept

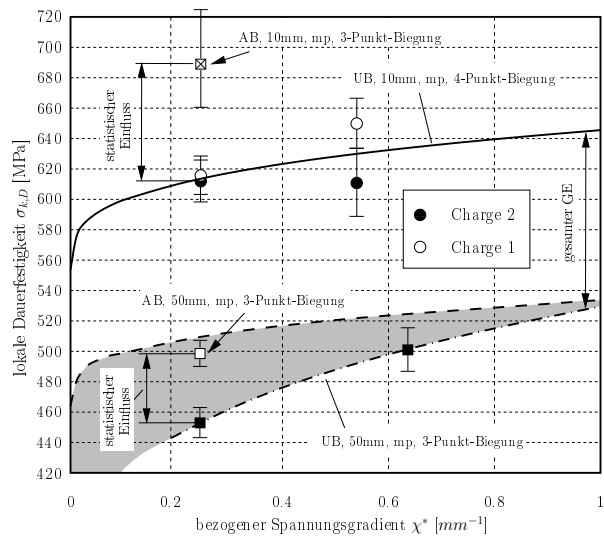


Abbildung 5.82: Einfluss der Belastungsart auf Vorhersagequalität des Gradientenkonzeptes

enten – geometrischen Einflüsse, kann der Unterschied in den dynamischen Festigkeiten im unteren χ^* -Bereich nur noch durch statistische Einflüsse erklärt werden. Werden die Kerben schärfer und dementsprechend die Spannungsgradienten größer, so tritt der statistische Einfluss immer weiter in den Hintergrund, da die durch hohe Spannungen beeinflussten Materialbereiche größer und kleiner Proben zu gleichen Werten konvergieren. Diese Konvergenz erfolgt umso schneller, je reiner das Material und je größer der Weibull-exponent m ist.

Dieser statistische Einfluss zeigt sich auch in Abbildung 5.82, in der die Ergebnisse der Umlaufbiegeversuche und Achsialbiegeversuche im Bereich $\chi^* = 0 \div 1$ dargestellt sind. Sowohl bei Proben $\varnothing 10\text{mm}$ als auch bei Proben $\varnothing 50\text{mm}$ liegen die Ergebnisse der Achsialbiegeproben deutlich oberhalb der entsprechenden Ergebnisse unter Umlaufbiegung und nähern sich bei Proben der $\varnothing 50\text{mm}$ der $\varnothing 10\text{mm}$ -Kurve an. Außerdem ist bei den kleineren Proben der statistische Versatz deutlich größer, was auf den Umstand zurückzuführen ist, dass die Achsialbiegeproben der $\varnothing 10\text{mm}$ unter 3-Punkt-Biegung geprüft wurden, während die Umlaufbiegeproben unter 4-Punkt-Biegebelastung standen. Bei einer zylindrischen Prüfstrecke ergibt dies einen erheblichen Unterschied gegenüber einer ausgerundeten.

5.3.6 Auswertung nach dem statistischen Oberflächenkonzept

Die folgende Abbildung 5.83 gibt die Auswertung nach dem Gradientenkonzept entsprechend dem vorherigen Abschnitt wieder, wenn statt des bezogenen Spannungsgradienten χ^* die hochbelastete Oberfläche A_σ eingesetzt wird. Zwischen diesen beiden Größen besteht bei konstantem Probendurchmesser ein eindeutiger Zusammenhang.

Es ergeben sich leicht gekrümmte Kurven, die die Versuchsergebnisse gut wiedergeben, sodass ein sehr ähnliches Bild wie bei der linearen Auswertung entsprechend des vorhergehenden Abschnittes entsteht.

Die Kurven von UB100XX120 bzw. UB100XX225 und UB100XX280 sind annähernd parallel. Aufgrund der Tatsache, dass für die Belastungsfälle „Umlaufbiegung“ und „Achsialbiegung“ bei gleichem bezogenen Spannungsgradienten unterschiedliche hochbelastete Volumina gelten, liegen die entsprechenden Versuchspunkte nicht mehr übereinander und machen eine unterschiedliche Auswertung möglich. Dies ist bei linearer Auswertung über dem Spannungsgradienten nicht darstellbar.

Man erkennt nun, dass alle Versuchspunkte der Versuchsreihen XX100XX1XX oberhalb jener der Versuchsreihen XX100XX2XX liegen. Außerdem ergibt sich eine etwas steilere Kurve für die Versuchsreihen XX100XX1XX.

Bei Betrachtung der elektrolytisch polierten Proben fällt auf, dass die Versuchsreihe UB10002225mepz oberhalb der Regressionslinie für die Versuchsreihen ZD075XX120mep zu liegen kommt. Es scheint sich nach dieser Auswertung die Stützwirkung aufgrund des Spannungsgradienten deutlicher bemerkbar zu machen, als der Größeneinfluss, denn die Umlaufbiegeproben sind erstens dicker ($\varnothing 10\text{mm}$ zu $\varnothing 7.5\text{mm}$) und haben zudem noch eine größere hochbelastete Oberfläche. Der Versatz zur Kurve von UB100 nimmt mit steigender Kerbschärfe und damit abnehmendem hochbelasteten Volumen ab. Dies gilt allerdings nur, wenn man die Regressionskurve von UB100 heranzieht, die für beide Werkstoffchargen gemeinsam ausgewertet wurden.

Alle Kurven des Gradientenkonzeptes flachen mit zunehmendem hochbeanspruchten Volumen ab, allerdings nicht in einem Maße, dass die Kurven die Versuchspunkte wiedergeben könnten, die mit ungekerbten Proben aufgenommen wurden. Diese werden bei logarithmischer Auswertung als waagrechte Geraden dargestellt, sodass sich ein Schnittpunkt mit der eigentlichen Kurve ergibt, ab dem keine Abnahme der dynamischen Festigkeit mehr

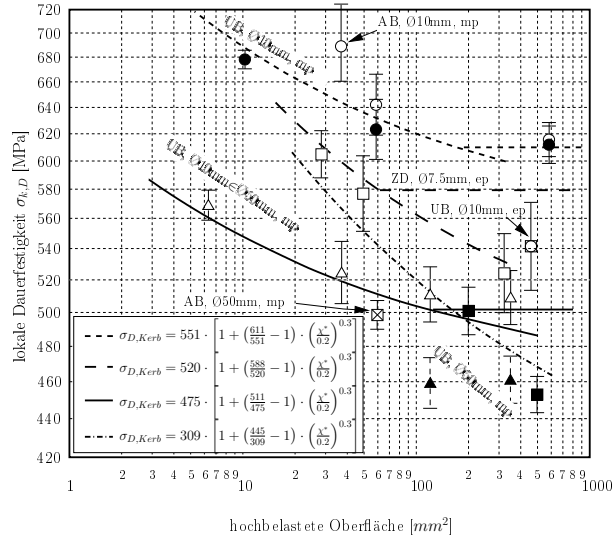


Abbildung 5.83: Versuchsauswertung nach dem volumetrischen Ansatz unter Berücksichtigung des Gradientenansatzes nach Eichlseder

erfolgt. Dies steht auch im Einklang mit den aus der Literatur bekannten Erfahrungen (siehe *Sonsino* [163]).

Die Kurven von UB50 und UB100XX280 weisen eine deutlich unterschiedliche Steigung auf. Man erkennt allerdings, dass auch der Versuchspunkt von AB50 bereits annähernd auf der Kurve von UB100XX280 zu liegen kommt und aufgrund der unterschiedlichen hochbeanspruchten Oberfläche links des entsprechenden Versuchspunktes unter Umlaufbiegung zu liegen kommt. Aufgrund der geringen Neigung der Kurven können diese auch durch Geraden angenähert werden, sodass der Bezug zum eigentlichen statistischen Konzept hergestellt ist, denn bei Logarithmierung der von *Böhm* [11] erhaltenen Gleichung

$$\frac{\sigma_{D,1}}{\sigma_{D,2}} = \left(\frac{A_{\sigma,1}}{A_{\sigma,2}} \right)^{-\frac{1}{m}} \quad (5.36)$$

ergibt sich eine Geradengleichung der Form

$$\sigma_{D,1} = \sigma_{D,2} - \frac{1}{m} (A_{\sigma,1} - A_{\sigma,2}) \quad (5.37)$$

Dies sind Geradengleichungen mit der Steigung $-\frac{1}{m}$ und einem Ordinatenabschnitt $\sigma_{D,2} + \frac{1}{m} A_{\sigma,2}$, der die Festigkeit der Probe bei einer hochbelasteten Oberfläche von $1mm^2$ angibt. Sind diese beiden Werte bekannt, so kann jeder Wert auf dieser Geraden einfach ermittelt werden. Die entsprechende Auswertung ist in Abbildung 5.84 dargestellt.

Die Proben der Versuchsreihen UB50 und UB100XX280 lassen im gekerbten Bereich eine einheitliche Auswertung nach einer Geraden zu, allerdings verschiebt sich der Schnittpunkt mit der Waagrechten, welche die Asymptote für die minimale Dauerfestigkeit des betreffenden Probendurchmessers angibt, nach rechts unten und widerspricht somit der

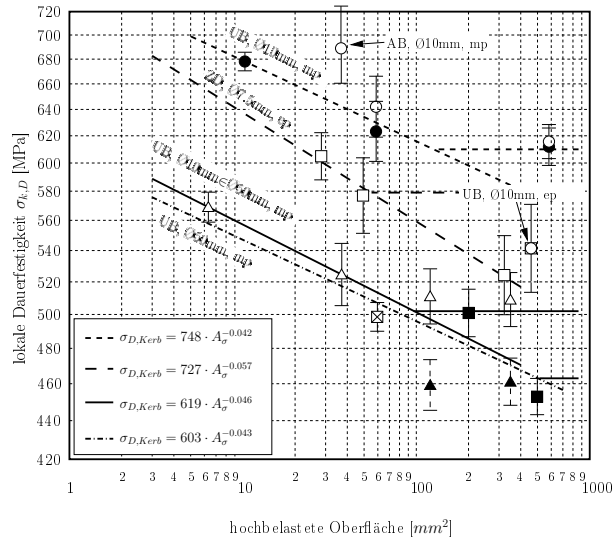


Abbildung 5.84: Versuchsauswertung nach dem statistischen Ansatz

Literatur [163]. Für die kleinen Probendurchmesser liegt der genannte Schnittpunkt annähernd im selben Bereich zwischen 100 und 200 mm^2 .

Die Steigungen der Geraden liegen ebenfalls nahe beisammen und lassen wieder eine Darstellung des technologischen Einflusses durch Parallelverschiebungen zu.

5.3.7 Auswertung nach dem statistischen Volumenkonzept

Ähnlich wie im vorherigen Abschnitt kann der bezogene Spannungsgradient χ^* auch durch das hochbelastete Volumen ersetzt werden, da bei gegebenem Probendurchmesser auch zwischen diesen beiden Größen ein festes Verhältnis besteht. Bei doppelt logarithmischer Auftragung der dauerfest ertragbaren Kerbspannung über der hochbelasteten Oberfläche und Übertragung der aus dem Gradientenkonzept erhaltenen Kurven erhält man das Diagramm aus Abbildung 5.85. Die Kurven entsprechen nun der Gleichung:

$$\sigma_{D,Kerb} = \sigma_{zdw} \cdot \left[1 + \left(\frac{\sigma_{bw}}{\sigma_{zdw}} - 1 \right) \cdot \frac{1}{\chi_R^{0.3}} \cdot f(V_{\sigma})^{0.3} \right] \quad (5.38)$$

Die Funktion $f(V_{\sigma})$ hat hier die Dimension eines bezogenen Spannungsgradienten, also mm^{-1} . Im Vergleich zur Auswertung mit der hochbelasteten Oberfläche sind die Kurven der Versuchsreihen UB100XX120 bzw. UB100XX225 und UB100XX280 noch immer parallel, wobei der Versuchspunkt von AB10 im Verhältnis zur Kurve von UB10 nach rechts gewandert ist.

Diese Tendenz ist bei den großen Proben der Serien UB50 und AB50 nicht beobachtbar, denn hier sind die Versuchspunkte von UB50 eher nach links gewandert und zeigen einen deutlich steileren Verlauf. Alle Kurven flachen auch hier wieder mit steigendem

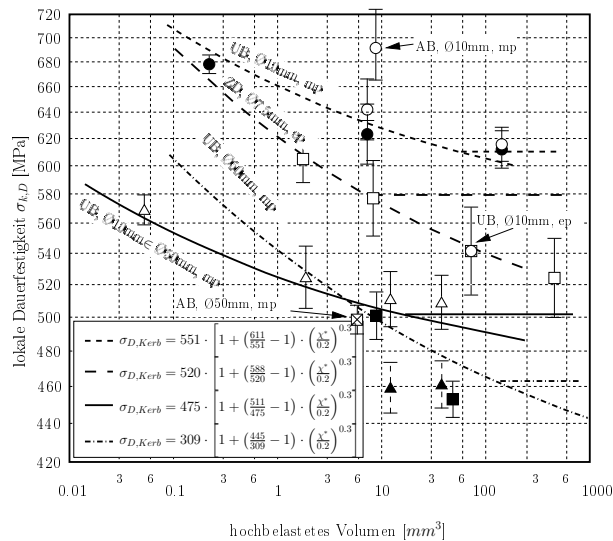


Abbildung 5.85: Versuchsauswertung nach dem volumetrischen Ansatz unter Berücksichtigung des Gradientenansatzes nach Eichlseder

hochbelasteten Volumen ab, das Ausmaß der Abflachung kann allerdings die Dauerfestigkeit der ungekerbten zylindrischen Proben nur beschränkt wiedergeben. Eine Ausnahme bilden die Versuchsreihen von ZD075 und UB10002225mepz, die durch einen gemeinsamen Kurvenverlauf darstellbar sind. Im Vergleich zur linearen Darstellung über χ^* und zur doppelt logarithmischen Darstellung über A_σ scheint die volumenabhängige Darstellung deutlich besser zu funktionieren. Eine Ursache kann allerdings darin liegen, dass der Punkt UB10002225mepz aufgrund seines – bedingt durch die Belastungsart – relativ zum entsprechenden Punkt unter Zug-Druck niedrigen hochbelasteten Volumen bereits annähernd den Abknickpunkt der Kurve zur Waagrechten markiert, während der Punkt ZD07500120mepz streuungsbedingt bzw. aufgrund der geringen Probenanzahl um ca. 15 MPa zu tief aufgenommen wurde, sodass das gewohnte Bild der Kurven wieder auftreten würde. Dies würde außerdem annähernd eine Parallelverschiebung bedeuten, mit der die Kurve der mechanisch polierten Proben in jene der elektrolytisch polierten Proben überführbar wäre. Angesichts der deutlich höheren Steigung der Kurve der elektrolytisch polierten scheint das allerdings fraglich, womit das volumetrische Konzept einen deutlichen Nachteil birgt.

Die aus AB50 und UB50 resultierende Kurve (rot) ist ebenfalls deutlich steiler als jene der technologisch entsprechenden UB10. Außerdem scheinen sich die beiden Kurven annähernd im Abknickpunkt zur Waagrechten von UB10 zu treffen.

Abbildung 5.86 gibt die Auswertung nach dem statistischen Konzept wieder. In Analogie zu Gleichung 5.37 auf Seite 128 werden die zuvor besprochenen Kurven durch die Geradengleichung der Form

$$\sigma_{D,1} = \sigma_{D,2} - \frac{1}{m} (V_{\sigma,1} - V_{\sigma,2}) \quad (5.39)$$

dargestellt, wobei sich für m unterschiedliche Werte ergeben müssen. Man erkennt, dass

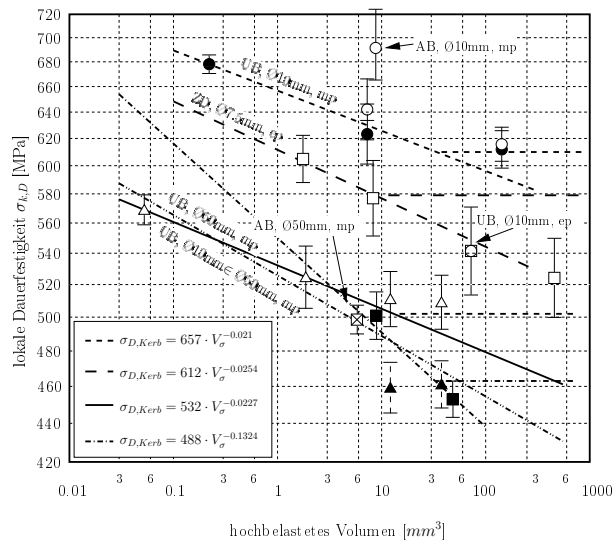


Abbildung 5.86: Versuchsauswertung nach dem statistischen (volumetrischen) Ansatz

sich zusammen gehörige Versuchsreihen im gekerbten Bereich gut durch Geraden annähern lassen, die angesichts der geringen Unterschiede im Exponenten der angegebenen Gleichungen annähernd parallel sind. Lediglich die Gerade für AB50 und UB50 ist deutlich steiler, wobei die Punkte UB50005280mmp und AB50002280mmp sehr nahe dem Abknickpunkt von UB100XX280 zu liegen kommen.

5.3.8 Ableitungen aus den Versuchsergebnissen

- Das Gradientenkonzept gibt die Abflachung im Bereich hoher A_{σ} und V_{σ} -Werte bzw. sehr kleiner χ^* -Werte nur beschränkt wieder.
- Alle drei Konzepte sind bereichsweise in der Lage, die Versuchsergebnisse darzustellen. Eine übergreifende Darstellung über alle drei untersuchten Belastungsarten ist in keinem der drei Konzepte möglich.
- Die Eigenspannungsempfindlichkeit des Materials 34CrNiMo6 beträgt $M_E \approx 0.28$, vorausgesetzt, dass keine zusätzlichen Rissbildungsmechanismen aufgrund des elektrolytischen Poliervorgangs aufgetreten sind.
- Der technologische Größeneinfluss führt im Bereich kleiner χ^* -Werte im Vergleich zum statistischen Größeneinfluss zu einer doppelt so großen Abminderung der zyklischen Festigkeit.
- Der statistische Einfluss muss immer anhand von Proben berücksichtigt werden, die eine ausgerundete und keine zylindrische Prüflänge aufweisen. Bei gegebenem Wert von χ^* sollte immer die Probengeometrie gewählt werden, die das kleinste hochbeanspruchte Volumen hat.

- Der technologische Größeneinfluss muss immer berücksichtigt werden und wird gut durch die Gleichung nach FKM [46]

$$K_{d,m} = \frac{1 - 0.7686 \cdot a_{d,m} \cdot \lg \frac{d_{eff}}{7.5}}{1 - 0.7686 \cdot a_{d,m} \cdot \lg \frac{d_{eff,N,m}}{7.5}} \quad (5.40)$$

oder durch das Verhältnis der Härtewerte

$$F_T = \frac{H_{V,1}}{H_{V,2}} \quad (5.41)$$

beschrieben. Dies erhält man auch, wenn man die Dauerfestigkeit nach *Murakami* [126] für technologisch unterschiedliche Werkstoffe ins Verhältnis setzt. Gute Korrelationen erhält man auch über die statischen Festigkeitswerte σ_B und $\sigma_{p0.2}$.

- Unterschiede in der Belastungsart Biegung (Umlaufbiegung, Achsialbiegung, 3-Punkt, 4-Punkt) können durch das Gradientenkonzept durch die angegebenen Verhältniswerte korrigiert werden. Die Unterschiede können statistisch gut erklärt werden.
- Die Kurve $\sigma_D = f(\chi^*)$ für Zug-Druck-Belastung liegt für den selben Durchmesser über jener unter Umlaufbiegebelastung und stellt die einzige Kurve dar, die im gesamten χ^* -Bereich stetig darstellbar ist. Sie muss daher als Basis für Berechnungen über das Gradientenkonzept herangezogen werden, die nach Maßgabe des technologischen, statistischen und belastungsmäßigen Einflusses korrigiert wird.
- Das Heranziehen von Werten für σ_{zdw} und σ_{bw} aus der Literatur für das Gradientenkonzept nach *Eichlseder* [36] ist ein großer Vorteil des Konzeptes, da es sehr einfach wird, man die entsprechenden Parameter sehr häufig der Literatur entnehmen und verschiedene Belastungsarten mit einer Formel beschreiben kann. Es ist allerdings wesentlich, dass die statistischen Unterschiede zwischen den verschiedenen Biegearten durch Einbeziehung von Korrekturfaktoren berücksichtigt werden.

Kapitel 6

Modellbildung

6.1 Vorschlag zur Berücksichtigung des statistischen Größeneinflusses im Gradientenkonzept

Die experimentellen Daten zeigen, dass sich der statistische Größeneinfluss primär im Bereich niedriger χ^* -Werte auswirkt. Dies sei anhand der folgenden beiden Abbildungen 6.1 und 6.2 erklärt. Die Abbildung 6.1 zeigt die Versuchsdaten von *Böhm* [11] und *Magin* [106] als dauerhaft ertragene Kerbspannungen $\sigma_{k,max}$ für die Formzahlen $K_t = 1$, $K_t = 2$ und $K_t = 5$. Die entstehenden Kurven weisen den typischen hyperbolischen Verlauf auf, der bereits von *Kloos* [83] als Modell dargestellt wurde. Man erkennt, dass die Versuchspunkte im Bereich großer Werte für K_t den hyperbolischen Verlauf nur mehr bedingt bzw. mit großen Streuungen wiedergeben.

Weiters wurde für jede Probenform der bezogene Spannungsgradient berechnet und als Wert vor der Klammer bei jedem Versuchspunkt angegeben. Verbindet man Punkte mit näherungsweise gleichem Spannungsgradienten, so ergeben sich die strichliert dargestellten Linien.

Mit größer werdendem Durchmesser werden diese strichlierten Linien für $\chi^* = konst.$ von den Kurven für $K_t = konst.$ angenähert und scheinen mit immer besser werdender Näherung parallel zu verlaufen. Somit ergibt sich schematisch das in Abbildung 6.2 dargestellte Bild, das folgende Aussagen beinhaltet:

- Der geometrische Größeneinfluss ist dadurch gekennzeichnet, dass die Linien für $K_t = konst.$ die Kurven für $\chi^* = konst.$ schneiden. Dadurch ergibt sich eine veränderte Stützwirkung und somit eine Veränderung in der dauerhaft ertragbaren Spannung. Ein Sonderfall wird durch $d = konst.$ erhalten, bei dem der geometrische Größeneinfluss wegfällt und der reine Kerbeinfluss auftritt.
- Durch die immer weitere Annäherung der Linien $K_t = konst.$ an die Kurven für $\chi^* = konst.$ tritt der geometrische Größeneinfluss immer weiter in den Hintergrund und der statistische Größeneinfluss tritt zu Tage. Dieser ist umso größer, je niedriger K_t ist.
- Dazwischen befindet sich ein Übergangsbereich, in dem eine Mischform zwischen geometrischem und statistischem Größeneinfluss vorliegt.

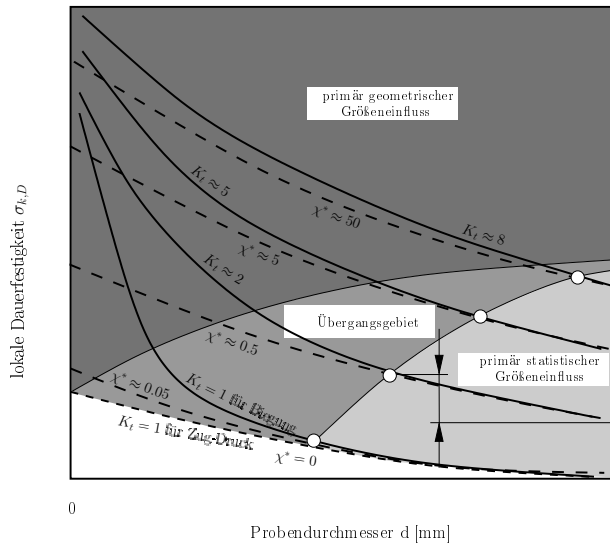


Abbildung 6.2: Schematisches Verhalten der Stützwirkung in Abhängigkeit des Probendurchmessers

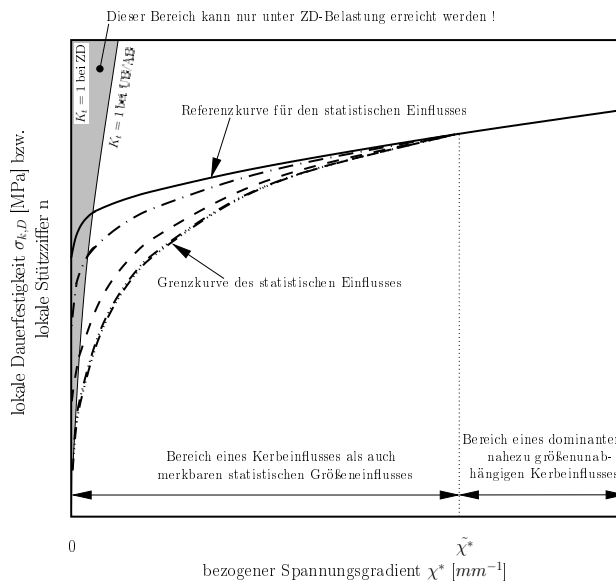


Abbildung 6.3: Schematisches Verhalten der Stützwirkung in Abhängigkeit des relativen Spannungsgradienten

Spannungsgradienten bereits die Festigkeitsberechnung an die Grenzen der Kontinuumsmechanik stoßen lassen.

Im Modell des Gradientenkonzeptes

$$\sigma_{k,D} = \sigma_{zdw} \cdot \left[1 + \left(\frac{\sigma_{bw}}{\sigma_{zdw}} - 1 \right) \cdot \left(\frac{\chi^*}{\chi_R^*} \right)^{K_D} \right] \quad (6.1)$$

muss entsprechend diesen Überlegungen nur der Teil für $\chi^* < \tilde{\chi}^*$ verändert werden. Dies

ist allerdings durch Variation der bereits vorhandenen Parameter K_D , σ_{zdw} und σ_{bw} nicht möglich, da eine Veränderung des Parameters K_D die Steigung der Kurve über den gesamten Bereich von χ^* verändert, während mit den übrigen Parametern eine Parallelverschiebung der gesamten Kurve erzeugt wird. Außerdem soll über die Referenzkurve, die mit Proben kleiner Durchmesser ermittelt wurde, auf das Dauerfestigkeitsverhalten großer Proben geschlossen werden können, sodass eine Beibehaltung der ermittelten Parameter sinnvoll erscheint.

Aus diesem Grund ist es nötig, ein weiteres von χ^* abhängiges Glied einzuführen, mit dem die Werte für $\chi^* < \tilde{\chi}^*$ abgesenkt werden können, ohne die Ausgangskurve selbst verändern zu müssen. Dies ist in Abbildung 6.4 schematisch dargestellt.

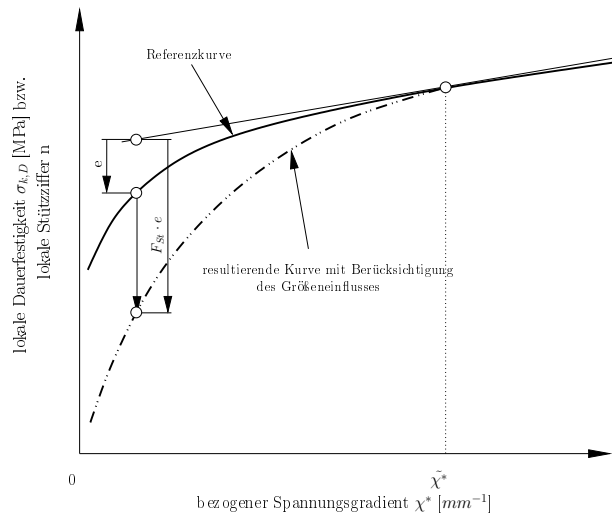


Abbildung 6.4: Vorgehen bei der Modellbildung

Dazu wird in einem Punkt $\tilde{\chi}^*$ eine Tangente gelegt und die Abstände zwischen ihr und der Kurve im Bereich $\chi^* = 0 \div \tilde{\chi}^*$ mit einem Faktor F_{St} multipliziert. Der entsprechende Rechenweg ist wie folgt beschrieben.

Erste Ableitung der Gleichung des Gradientenkonzeptes:

$$\frac{d\sigma_{k,D}}{d\chi^*} = \sigma_{zdw} \cdot K_D \left(\frac{\sigma_{bw}}{\sigma_{zdw}} - 1 \right) \cdot \frac{\chi^{*,K_D-1}}{\chi_R^{*,K_D}} \quad (6.2)$$

Erste Ableitung der Gleichung des Gradientenkonzeptes in einem bestimmten Punkt $\chi^* = \tilde{\chi}^*$:

$$\left[\frac{d\sigma_{k,D}}{d\chi^*} \right]_{\chi^*=\tilde{\chi}^*} = \sigma_{zdw} \cdot K_D \left(\frac{\sigma_{bw}}{\sigma_{zdw}} - 1 \right) \cdot \frac{\tilde{\chi}^{*,K_D-1}}{\chi_R^{*,K_D}} \quad (6.3)$$

Erstellung der Tangentengleichung an die Kurve des Gradientenkonzeptes nach der Geradengleichung in expliziter Form

$$y = kx + d \quad (6.4)$$

mit der Gleichung 6.3 als Steigung k und dem noch zu berechnenden Wert für den Ordinatenabschnitt d . Diesen erhält man über die Geradengleichung der Tangente t in vektorieller Form

$$t: \quad \vec{x} = \begin{pmatrix} \tilde{\chi}^* \\ \sigma_{zdw} + (\sigma_{bw} - \sigma_{zdw}) \cdot \left(\frac{\tilde{\chi}^*}{\chi_R^*}\right)^{K_D} \end{pmatrix} + \dots \quad (6.5)$$

$$+ \lambda \cdot \begin{pmatrix} 1 \\ K_D \cdot (\sigma_{bw} - \sigma_{zdw}) \cdot \frac{\tilde{\chi}^{*K_D-1}}{\chi_R^{*,K_D}} \end{pmatrix}$$

indem diese mit der Ordinate $\chi^* = 0$ geschnitten wird. Daraus ergibt sich für den Parameter $\lambda = -\chi^*$ und somit für den Ordinatenabschnitt

$$d = \sigma_{zdw} + (\sigma_{bw} - \sigma_{zdw}) \cdot \left(\frac{\tilde{\chi}^*}{\chi_R^*}\right)^{K_D} - \tilde{\chi}^* \cdot K_D \cdot (\sigma_{bw} - \sigma_{zdw}) \cdot \frac{\tilde{\chi}^{*K_D-1}}{\chi_R^{*,K_D}} \quad (6.6)$$

bzw. umgeformt

$$d = \sigma_{zdw} + (\sigma_{bw} - \sigma_{zdw}) \cdot \left(\frac{\tilde{\chi}^*}{\chi_R^*}\right)^{K_D} \cdot (1 - K_D) \quad (6.7)$$

sodass sich schließlich für die Gleichung der Tangente an die Kurve aus Gleichung 6.1 folgende Gleichung ergibt:

$$\sigma_{tan} = \sigma_{zdw} + (\sigma_{bw} - \sigma_{zdw}) \cdot \left(\frac{\tilde{\chi}^*}{\chi_R^*}\right)^{K_D} \cdot \left[1 + K_D \cdot \left(1 + \frac{\chi^*}{\tilde{\chi}^*}\right)\right] \quad (6.8)$$

Um eine Waagrechte durch den Punkt bei $\chi^* = \tilde{\chi}^*$ zu erhalten, ist lediglich der Term mit $\chi^* = 0$ zu setzen. Damit die Kurve nach Gleichung 6.1 insbesondere im Bereich niedriger χ^* -Werte entsprechend der im Experiment gemachten Erfahrungen nach unten „gedrückt“ werden kann, müssen die Abstände der Gleichung 6.1 zur Tangente nach Gleichung 6.8 mit einem Faktor F_{St} multipliziert werden. Es ergibt sich demnach eine neue Gleichung für $\sigma_{k,D,SGE}$, welche den statistischen Größeneinfluss berücksichtigt:

$$\sigma_{k,D,SGE} = \sigma_{tan} - F_{St} \cdot (\sigma_{tan} - \sigma_{k,D}) \quad (6.9)$$

Setzt man darin die entsprechenden Terme für σ_{tan} und $\sigma_{k,D}$ ein und formt die Gleichung entsprechend um, so erhält man eine neue Gleichung der Form

$$\sigma_{k,D,SGE} = \sigma_{zdw} + (\sigma_{bw} - \sigma_{zdw}) \cdot \left[\begin{aligned} & (1 - F_{St}) \cdot K_D \cdot \frac{\tilde{\chi}^{*,K_D-1} \cdot \chi^*}{\chi_R^{*,K_D}} + \dots \\ & \dots + (1 - K_D) \cdot (1 - F_{St}) \cdot \left(\frac{\tilde{\chi}^*}{\chi_R^*}\right)^{K_D} + \dots \\ & \dots + F_{St} \cdot \left(\frac{\chi^*}{\chi_R^*}\right)^{K_D} \end{aligned} \right] \quad (6.10)$$

mit der die ertragbaren Spannungen im gesamten Bereich von χ^* beschreibbar sind. Dazu gilt

$$\begin{array}{lll} F_{St} > 1 & \text{bei} & \chi^* \leq \tilde{\chi}^* \\ F_{St} = 1 & \text{bei} & \chi^* > \tilde{\chi}^* \end{array}$$

sodass im zweiten Fall die Kurve in die ursprüngliche Kurve ohne Größeneinfluss übergeht. Damit ist der Faktor F_{St} nicht mehr durch einfache Multiplikation zu berücksichtigen, wie dies beim Faktor $f_{St,D}$ in der Gleichung (4.2) der Fall war, sondern ist direkt im Term n_χ integriert.

6.2 Berücksichtigung von technologischem Größeneinfluss, Belastungsart und Randschichteigenspannung

Die Kurvenverläufe sind für die Proben der Durchmesser $\varnothing 10$ mm bei unterschiedlichen technologischen Randbedingungen annähernd parallel und durch eine einfache Parallelverschiebung ineinander zu überführen. Der Verschiebungsfaktor wird z.B. durch die Gleichung nach *FKM* [46] beschrieben. In der vorliegenden Arbeit wird der Verschiebungsfaktor F_T verwendet, der im Rahmen des vorliegenden Versuchsprogrammes ermittelt wurde.

Im Gradientenkonzept nach Gleichung 6.10 muss nur das erste konstante Glied mit F_T multipliziert werden, um diese Parallelverschiebung umzusetzen. Daraus folgt die Gleichung

$$\sigma_{k,D,GE} = \sigma_{zdw} \cdot F_T + (\sigma_{bw} - \sigma_{zdw}) \cdot \left[\begin{array}{l} (1 - F_{St}) \cdot K_D \cdot \frac{\tilde{\chi}^{*,K_D-1} \cdot \chi^*}{\chi_R^{*,K_D}} + \dots \\ \dots + (1 - K_D) \cdot (1 - F_{St}) \cdot \left(\frac{\tilde{\chi}^*}{\chi_R^*} \right)^{K_D} + \dots \\ \dots + F_{St} \cdot \left(\frac{\chi^*}{\chi_R^*} \right)^{K_D} \end{array} \right] \quad (6.11)$$

für $\chi^* < \tilde{\chi}^*$ sowie

$$\sigma_{k,D} = \sigma_{zdw} \cdot F_T + (\sigma_{bw} - \sigma_{zdw}) \cdot \left(\frac{\chi^*}{\chi_R^*} \right)^{K_D} \quad (6.12)$$

für $\chi^* > \tilde{\chi}^*$.

Die Berechnung des Faktors F_T erfolgt entsprechend der Formeln nach Abschnitt 5.3.1.

Das Gradientenkonzept geht immer von der Zug-Druck-Wechselfestigkeit aus, bei der definitionsgemäß $\chi^* = 0 \text{ mm}^{-1}$ gilt. Als zweiter Fixpunkt wird die Biegegewchselfestigkeit σ_{bw} herangezogen, der ebenso - abhängig vom Probendurchmesser - ein definierter Spannungsgradient zugeordnet werden kann. Aus diesen beiden Werten wird der Faktor $\left(\frac{\sigma_{bw}}{\sigma_{zdw}} - 1 \right)$ nach Gleichung 6.1 gebildet, der die Steilheit der Kurve darstellt. Hier ist wichtig, dass die Verhältnisse der statistischen Größen V_σ bzw. A_σ bekannt sind, um gegebenenfalls

Korrekturen vornehmen zu können. Weiters muss definiert werden, ob es sich bei der Ermittlung von σ_{bw} um die Belastungsarten Umlaufbiegung oder Achsialbiegung gehandelt hat. Wie das Versuchsprogramm bestätigt, muss zur vollständigen Berücksichtigung dieser Umstände ein zusätzlicher Faktor F_{BA} einbezogen werden, welcher die statistischen Unterschiede der Belastung berücksichtigt. Dieser Faktor muss allerdings sowohl in das erste, als auch in das zweite Glied der Gleichungen 6.19 und 6.20 einfließen.

Entsprechend der gewonnenen Versuchsergebnisse verhalten sich die Quotienten der Wechselfestigkeiten im Gradientenkonzept bei unterschiedlichen Belastungsarten und Probendurchmesser $\varnothing 10\text{mm}$ wie

$$\frac{\sigma_{ubw}}{\sigma_{zdw}} : \frac{\sigma_{zd,(\chi=0.2)}}{\sigma_{zdw}} : \frac{\sigma_{ubw}}{\sigma_{zdw}} = 0.929 : 1 : 1.035 \quad (6.13)$$

bzw. die Spannungen bei $\chi^* = 0.2\text{mm}^{-1}$ wie

$$\sigma_{abw} : \sigma_{zd,(\chi=0.2)} : \sigma_{zdw} = 685 : 658 : 611 \quad (6.14)$$

Um die richtige Steigung der Gradientenkurve für Zug-Druck-Belastung mittels des Quotienten $\frac{\sigma_{bw}}{\sigma_{zdw}}$ nach Gleichung 6.1 bei Probendurchmesser $\varnothing 10\text{mm}$ zu erhalten, muss dieser mit den Faktoren F_{BA1} entsprechend der folgenden Tabelle 6.1 multipliziert werden:

Belastungsart bei σ_{bw}	F_{BA1}
4-Punkt Umlaufbiegung	1.077
3-Punkt Achsialbiegung	0.966

Tabelle 6.1: Einflussfaktor F_{BA1}

Wird nun mit dieser Kurve ein Bauteil berechnet, welches unter Umlaufbiegung oder Achsialbiegung beansprucht wird, so muss die unter Zug-Druck ermittelte Kurve parallel verschoben werden. Dies erfolgt - gleich wie beim technologischen Größeneinflussfaktor F_T - durch Multiplikation des ersten Gliedes der Gleichungen 6.19 bzw. 6.20 mit einem Faktor F_{BA2} entsprechend der folgenden Tabelle 6.2:

Belastungsart	F_{BA2}
4-Punkt Umlaufbiegung	0.928
3-Punkt Achsialbiegung	1.041

Tabelle 6.2: Einflussfaktor F_{BA2}

Wird das Gradientenkonzept dazu eingesetzt, um die Festigkeit von Werkstücken zu berechnen, die in der Randschicht ein unterschiedliches Eigenspannungsprofil aufweisen, als dies bei den zur Ermittlung der Ausgangskurve des Gradientenkonzeptes verwendeten Proben der Fall war, so ist dieser Einfluss durch zwei weitere Faktoren F_{ES1} und F_{ES2} zu berücksichtigen. Randschichteigenspannungen werden mit der Eigenspannungsempfindlichkeit M_E skaliert, welche im Rahmen des vorliegenden Versuchsprogrammes als 0.28

bestimmt wurde. Der Faktor F_{ES1} bewirkt wieder eine Parallelverschiebung der Kurve und wird im ersten Term des Gradientenkonzeptes berücksichtigt. Er errechnet sich in der Form

$$F_{ES1} = 1 - \frac{M_E \cdot \Delta\sigma_{R1}}{\sigma_{zdw}} \quad (6.15)$$

mit

$$\Delta\sigma_{R1} = \sigma_{R,neu} - \sigma_{R,zdw} \quad (6.16)$$

Hierin stellen die Größen $\sigma_{R,neu}$ und $\sigma_{R,zdw}$ die Randschichteigenspannungen im zu berechnenden Werkstück bzw. in den Proben dar, welche zur Bestimmung von σ_{zdw} verwendet wurden. Wurden allerdings σ_{zdw} und σ_{bw} mit Proben bestimmt, die selbst bereits in der Randschicht ein unterschiedliches Eigenspannungsprofil aufweisen, so ist dieser Einfluss zusätzlich im zweiten Term durch den Faktor F_{ES2} zu berücksichtigen, der sich nach der folgenden Gleichung bestimmen lässt:

$$F_{ES2} = 1 - M_E \cdot \frac{\Delta\sigma_{R2}}{\sigma_{bw}} \quad (6.17)$$

Hierin wird die Differenz $\Delta\sigma_{R2}$ folgendermaßen gebildet:

$$\Delta\sigma_{R2} = \sigma_{R,zdw} - \sigma_{R,bw} \quad (6.18)$$

$\sigma_{R,bw}$ ist hier die Randschichteigenspannung, welche in den Proben zur Bestimmung von σ_{bw} herrschte. Das Gradientenkonzept unter Berücksichtigung sämtlicher hier angeführter Einflussfaktoren erhält somit die Form

$$\sigma_{Kerb,GE} = \sigma_{zdw} \cdot F_T \cdot F_{BA2} \cdot F_{ES1} + \dots \cdot \left[\begin{array}{l} (1 - F_{St}) \cdot K_D \cdot \frac{\tilde{\chi}^{*,K_D-1} \cdot \chi^*}{\chi_R^{*,K_D}} + \dots \\ \dots + (1 - K_D) \cdot (1 - F_{St}) \cdot \left(\frac{\tilde{\chi}^*}{\chi_R^*} \right)^{K_D} + \dots \\ \dots + F_{St} \cdot \left(\frac{\chi^*}{\chi_R^*} \right)^{K_D} \end{array} \right] \quad (6.19)$$

für $\chi^* < \tilde{\chi}^*$ sowie

$$\sigma_{Kerb} = \sigma_{zdw} \cdot F_T \cdot F_{BA2} \cdot F_{ES1} + (\sigma_{bw} \cdot F_{BA1} \cdot F_{ES2} - \sigma_{zdw}) \cdot \left(\frac{\chi^*}{\chi_R^*} \right)^{K_D} \quad (6.20)$$

für $\chi^* > \tilde{\chi}^*$.

6.3 Kalibrierung des Modellvorschlags

Die Kalibrierung des Modells erfolgt über die prozentuale relative Abminderung

$$\Delta\sigma_{D,ges} = \frac{\sigma_{D,50mm} - \sigma_{D,7mm}}{\sigma_{D,7mm}} = f(\chi^*)|_{K_t=1} \quad (6.21)$$

bezogen auf Proben des Durchmesser $\varnothing 7\text{mm}$ bei Umlaufbiegung, welche aus Versuchsdaten an ähnlichen Vergütungsstählen aus der Literatur erhalten werden kann. Der relative Spannungsgradient ist hier allein eine Funktion des Durchmessers, sodass sich unter Biegung ein deutlicher Vorteil gegenüber dem Lastfall Zug-Druck ergibt, bei dem definitionsgemäß bei $K_t = 1$ immer $\chi^* = 0$ gilt. Unter der Annahme, dass die relative Abminderung für alle Stähle ähnlichen Typs und Festigkeit die selbe sein wird, erhält man so näherungsweise eine Kurve bzw. eine Beziehung, mit deren Hilfe der Faktor F_{St} errechnet werden kann. Für die vorliegende Untersuchung wurden Daten der Autoren *Magin* [105, 106] und *Kloos et al.* [84] herangezogen. Das entsprechende Diagramm ist in Abbildung 6.5 dargestellt.

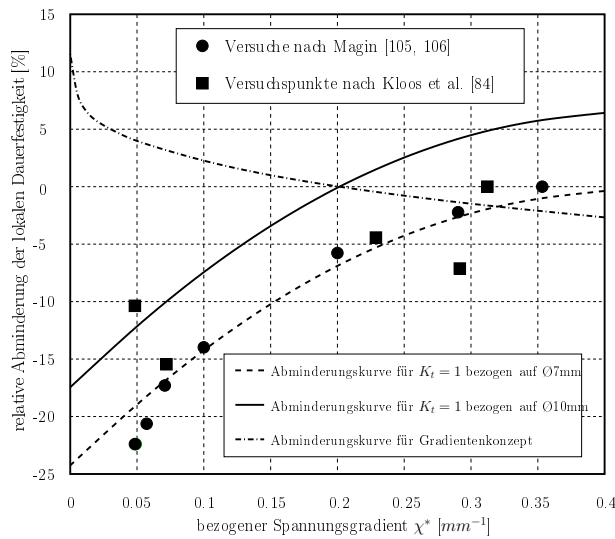


Abbildung 6.5: Relative Abnahme der Dauerfestigkeit in Bezug auf den Probendurchmesser $\varnothing 7\text{mm}$ nach *Magin* [106] und *Kloos et al.* [84]

Die Auswertung der Versuchsdaten aus den angeführten Literaturstellen ergab nach Regression eine annähernd quadratische Abhängigkeit von χ^* der Form

$$\Delta\sigma_{D,ges} = -2.4445 \cdot \chi^{*,2} + 1.6724 \cdot \chi^* - 0.292 \quad (6.22)$$

Dieser Zusammenhang gilt bei Verwendung der dauerhaft ertragbaren Kerbspannung von $\varnothing 7\text{mm}$ -Proben als Ausgangswert und muss für das Versuchsprogramm der vorliegenden Untersuchung mit Referenzproben von $\varnothing 10\text{mm}$ verschoben werden, sodass sich folgende Gleichung ergibt:

$$\Delta\sigma_{D,ges} = -2.4445 \cdot \chi^{*,2} + 1.6724 \cdot \chi^* - 0.237 \quad (6.23)$$

Bei Umlaufbiegung bestehen diese Abminderungen allerdings nicht nur aus einem statistischen Anteil aufgrund der Probengröße, sondern auch aus einem geometrischen aufgrund unterschiedlicher relativer Spannungsgradienten. Da der geometrische Anteil durch das Gradientenkonzept nach *Eichlseder* [36] bekannt ist, lässt er sich vom statistischen Anteil trennen. In Abbildung 6.5 ist er durch die rote Linie dargestellt und hat ein positives

Vorzeichen, da er von der gesamten Abminderung abgezogen werden muss. Die Gleichung dieses Anteils ist wie folgt:

$$\Delta\sigma_{k,D,geom} = \sigma_{bw} \cdot \left\{ 1 - \frac{\sigma_{zdw}}{\sigma_{bw}} \cdot \left[1 + \left(\frac{\sigma_{bw}}{\sigma_{zdw}} - 1 \right) \cdot \left(\frac{\chi^*}{0.2} \right)^{0.3} \right] \right\} \quad (6.24)$$

Der statistische Anteil beträgt demzufolge:

$$\Delta\sigma_{D,stat} = \Delta\sigma_{D,ges} + \Delta\sigma_{k,D,geom} \quad (6.25)$$

Wird das Gradientenkonzept nun mit diesem Faktor multipliziert und nach F_{St} explizit aufgelöst, so erhält man eine Bestimmungsgleichung für den statistischen Größeneinflussfaktor F_{St} in Abhängigkeit von χ^* der Form:

$$F_{St} = 1 + \frac{\Delta\sigma_{D,stat} \cdot \left(\frac{\sigma_{zdw}}{\sigma_{bw} - \sigma_{zdw}} \cdot \chi_R^{*,K_D} - \chi^{*,K_D} \right)}{\chi^{*,K_D} - \tilde{\chi}^{*,K_D} - K_D \cdot (\tilde{\chi}^{*,K_D-1} \cdot \chi^* - \tilde{\chi}^{*,K_D})} \quad (6.26)$$

Aufgrund des eindeutigen Zusammenhangs zwischen dem Durchmesser und χ^* bei $K_t = 1$ und Umlaufbiegung können nun die Werte für F_{St} bei einem Bezugsdurchmesser von Ø10mm tabellarisch angegeben werden:

Durchmesser	χ^*	F_{St}	Durchmesser	χ^*	F_{St}
7	0.286	0.383	20	0.100	2.088
7.5	0.267	0.481	25	0.080	2.303
8	0.250	0.587	30	0.067	2.42
8.5	0.235	0.695	35	0.057	2.523
9	0.222	0.802	40	0.050	2.582
9.5	0.211	0.904	45	0.044	2.624
10	0.200	1	50	0.040	2.654
11	0.182	1.185	55	0.036	2.676
12	0.167	1.205	60	0.033	2.692
13	0.154	1.48	65	0.031	2.704
14	0.143	1.604	70	0.029	2.712
15	0.133	1.707	75	0.027	2.719
16	0.125	1.801	80	0.025	2.723
17	0.118	1.887	85	0.024	2.727
18	0.111	1.954	90	0.022	2.729
19	0.105	2.021	100	0.020	2.731

Tabelle 6.3: Statistischer Größeneinflussfaktor F_{St} für Ø7mm bis Ø100mm

6.4 Vergleich von Ergebnissen der Vorhersage und eigenen Versuchsdaten

Versucht man die experimentellen Ergebnisse der Proben $\varnothing 7.5\text{mm}$ und $\varnothing 10\text{mm}$ aus den Halbzeugen Rd20 und Rd25 mit dem Gradientenkonzept in seiner ursprünglichen Form vorherzusagen, so ergeben sich mangels näherer Definition von σ_{bw} Freiheitsgrade, die zu Ungenauigkeiten führen. Dies sei in der folgenden Abbildung 6.6 dargestellt.

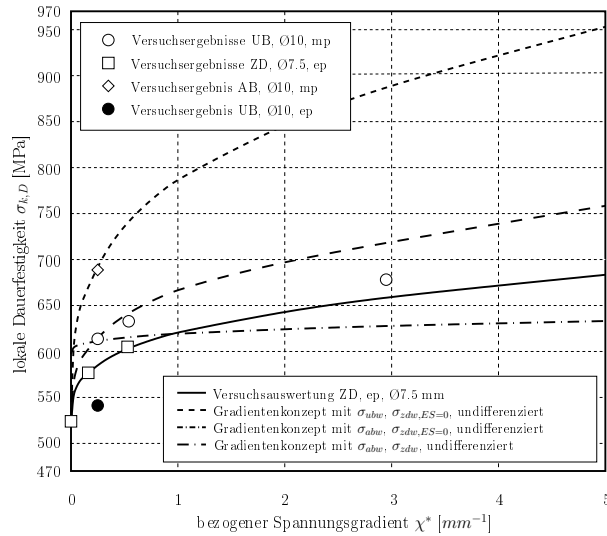


Abbildung 6.6: Vergleich der Versuchsergebnisse mit der Vorhersage des Gradientenkonzeptes

Für σ_{bw} können sowohl σ_{ubw} als auch σ_{abw} eingesetzt werden. Es wird so aufgrund des statistischen Einflusses ein deutlich steilerer Kurvenverlauf prognostiziert, als in der Realität beobachtbar ist. Weiters dürfen Versuchsergebnisse von elektrolytisch polierten Proben nicht gemeinsam mit solchen von mechanisch polierten Proben im Gradientenkonzept angewendet werden, da auch dies zu Abweichungen führt. Deutlich erkennbar ist dies in der nachfolgenden Tabelle 6.4, welche die experimentell ermittelten Parameter σ_{bw} und σ_{zdw} des Gradientenkonzeptes und den Quotient aus $\frac{\sigma_{bw}}{\sigma_{zdw}}$ beinhaltet.

Der fett dargestellte Parameter ist jener Wert, den man durch Regression der Versuchsdaten der Proben $\varnothing 7.5\text{mm}$ erhält. Die übrigen zeigen deutliche Abweichungen und liegen im Allgemeinen um 4-18% höher als der experimentell ermittelte Wert von 1.12. Eine übergreifende Vorhersage von Versuchsdaten bei unterschiedlichen Belastungsarten ist ohne Korrektur des statistischen Einflusses aufgrund der Belastungsart nur eingeschränkt möglich.

Wird das Gradientenkonzept allerdings entsprechend der Vorgehensweise in den vorangegangenen Abschnitten vorerst ohne Berücksichtigung des Größeneinflusses korrigiert, so erhält man deutlich verbesserte Vorhersageergebnisse. In der folgenden Tabelle 6.5 sind hierzu die Faktoren F_{BA1} sowie F_{ES1} zusammengefasst.

		σ_{zdw}	
		$\sigma_{zdw} _{\sigma_R=0}$	$\sigma_{zdw} _{\sigma_R \neq 0}$
		520.1 MPa	590.1 MPa
σ_{bw}		$\frac{\sigma_{bw}}{\sigma_{zdw}}$	
$\sigma_{zdw} _{\chi=0.2, \sigma_R=0}$	582.3 MPa	1.12	—
σ_{abw}	684.6 MPa	1.32	1.16
σ_{ubw}	609.5 MPa	1.17	1.03

Tabelle 6.4: Zusammenstellung der möglichen Eingabeparameter für das Gradientenkonzept

	σ_{bw}			
	σ_{abw}	σ_{ubw}	$\sigma_{ubw} _{\sigma_R=0}$	$\sigma_{zdw} _{\chi^*=0.2}$
	684.6 MPa	609.5 MPa	541.0 MPa	582.3 MPa
σ_{zdw}	520.1 MPa			
F_{BA1}	0.966	1.077	1.077	1.000
F_{ES2}	0.871	0.873	1.000	1.000
$\sigma_{bw,korr}$	573.5 MPa	576.0 MPa	582.7 MPa	582.3 MPa

Tabelle 6.5: Zusammenstellung der Korrekturparameter zur Veränderung der Kurvensteigung

Mit diesen beiden Parametern wird in Abhängigkeit des eingesetzten Typs von σ_{bw} ein korrigierter Wert $\sigma_{bw,korr}$ und damit die Steigung der Kurve errechnet. In diesem Fall gilt die Voraussetzung, dass immer von einem Wert für σ_{zdw} ausgegangen wird, der mit eigenspannungsfreien Proben ermittelt wurde und bei eigenspannungsbehafteten Proben eine dauerfestigkeitssteigernde Druckeigenspannung in der Randschicht von $\sigma_R = -275 \text{ MPa}$ existiert. Ist dies nicht der Fall, so ist der Parameter $F_{ES2} = 1$ zu setzen und die entsprechenden Werte für $\sigma_{bw,korr}$ ändern sich.

Zur Korrektur der Kurvenlage im $\chi^*, \sigma_{k,D}$ -Diagramm muss noch der Wert $\sigma_{zdw,korr}$ berechnet werden. Dies erfolgt mit Hilfe der Parameter F_{BA2} und F_{ES1} , welche in der folgenden Tabelle 6.6 für die unterschiedlichen Belastungsarten und Eigenspannungszustände in der Randschicht zusammengefasst sind:

Die entsprechende Darstellung als Diagramm zeigt die folgende Abbildung 6.7. Man erkennt, dass die Versuchsdaten gut durch das korrigierte Gradientenkonzept beschreibbar sind. Die Kurven sind hierbei resultierend aus der Annahme, dass die Zunahme der Kerbwirkung von der Belastungsart annähernd unabhängig ist, zueinander parallel. Dies erscheint im Bereich bis $\chi^* = 5 \text{ mm}^{-1}$ unter Bedachtnahme der Versuchsergebnisse UB100XX280 auch als zutreffend. Werden die Versuchsergebnisse durch das Gradientenkonzept ohne Korrekturen vorhergesagt, so ergeben sich die in Tabelle 6.7 angegebenen Abweichungen zum Experiment. Hier wird deutlich, dass sich bei Verwendung von σ_{abw} für σ_{bw} die größte Abweichung ergibt sowohl in Hinblick auf den Mittelwert μ als auch

	<i>AB</i>	<i>UB</i>	<i>UB</i>	<i>ZD</i>
	$\sigma_R = -275MPa$	$\sigma_R = -275MPa$	$\sigma_R = 0MPa$	$\sigma_R = -275MPa$
σ_{zdw}	520.1 MPa			
F_{BA2}	1.041	0.928	0.928	1.000
F_{ES1}	1.148	1.148	1.000	1.148
$\sigma_{zdw,korr}$	621.6 MPa	554.1 MPa	482.7 MPa	597.1 MPa

Tabelle 6.6: Zusammenstellung der Korrekturparameter zur Veränderung der Kurvenlage in Abhängigkeit der Belastungsart

die als Maß für die Streuung gewählte Standardabweichung σ . Die übrigen Kombinationen verändern hingegen primär den Mittelwert, während das Streumaß nahezu konstant bleibt. Eine deutliche Reduktion beider Werte zeigt hingegen nur die Verwendung der Korrekturfaktoren, deren Werte für die unterschiedlichen Lastfälle sehr nahe der in der Literatur (z.B. [196]) angegebenen Werten liegen.

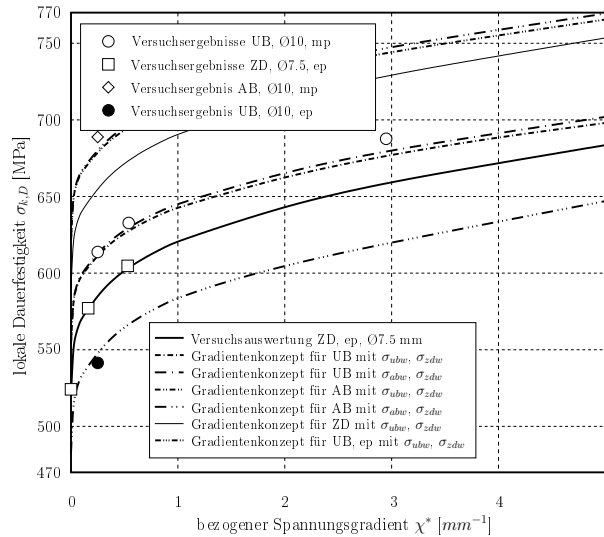


Abbildung 6.7: Vergleich der Versuchsergebnisse mit der Vorhersage des korrigierten Gradientenkonzeptes

Die bislang besprochenen Kurvenverläufe wurden mit den Versuchsdaten kalibriert, so dass eine ausgezeichnete Übereinstimmung zwischen Versuch und Experiment auch zu erwarten war. Ausgehend von den mittels Korrekturfaktoren berichtigten Kurvenverläufe erfolgt nun die Ableitung der Ausgangswerkstoffdaten auf die Biegeproben bei unterschiedlicher Probenentnahme ohne Größeneinfluss durch Multiplikation der Gleichungen mit dem technologischen Faktor $F_T = 0.805$ bzw. $F_T = 0.697$. Dies entspricht einer linearen Skalierung der Probenfestigkeit von $\sigma_B = 1195MPa$ auf $\sigma_B = 1099.6MPa$ bzw. $\sigma_B = 1027.3MPa$ und gibt im Modell den Festigkeitsverlust wieder, denn man bei einer Entnahme von Proben aus einem Halbzeug Rd80 im Vergleich zu Rd20 und Rd25 in

Modellbildung

		$\sigma_{zdw} = 520.1$		$\sigma_{zdw} = 520.1$		$\sigma_{zdw} = 520.1$	
		$\sigma_{abw} = 684.6$		$\sigma_{ubw} = 609.5$		$\sigma_{zdw, \chi^* = 0.2} = 582.3$	
Versuchsreihe	$\sigma_{k,D,exp}$	$\sigma_{k,D1}$	Δ	$\sigma_{k,D2}$	Δ	$\sigma_{k,D3}$	Δ
–	[MPa]	[MPa]	[%]	[MPa]	[%]	[MPa]	[%]
UB10002120mmpz	615.7	696.0	13.0	615.7	0.0	586.6	-4.7
UB10002225mmpz	611.9	696.0	13.7	615.7	0.6	586.6	-4.1
UB10005120mmp	649.9	741.7	14.1	640.5	-1.4	603.9	-7.1
UB10029225mmp	687.6	888.9	29.3	720.5	4.8	659.6	-4.1
AB10002120mmpz	688.9	696.0	1.0	615.7	-10.6	586.6	-14.8
UB10005225mmp	604.9	741.7	22.6	640.5	5.9	603.9	-0.2
ZD07500120mepz	524.2	520.1	-0.8	520.1	-0.8	520.1	-0.8
ZD07502120mep	577.0	673.9	16.8	603.7	4.6	578.3	0.2
ZD07505120mep	604.9	740.5	22.4	639.9	5.8	603.4	-0.2
UB10002225mepz	541.4	696.0	28.6	615.7	13.7	586.6	8.3
Mittelwert μ			16.1		2.3		-2.7
Standardabw. σ			9.7		6.0		5.7
		$\sigma_{zdw} = 520.1$		$\sigma_{zdw} = 597.1$		$\sigma_{zdw, korrr} = \text{var.}$	
		$\sigma_{ubw} = 541.0$		$\sigma_{ubw} = 609.5$		$\sigma_{bw, korrr} = \text{var.}$	
Versuchsreihe	$\sigma_{k,D,exp}$	$\sigma_{k,D4}$	Δ	$\sigma_{k,D5}$	Δ	$\sigma_{k,D,pred}$	Δ
–	[MPa]	[MPa]	[%]	[MPa]	[%]	[MPa]	[%]
UB10002120mmpz	615.7	542.4	-11.9	610.4	-0.9	611.2	-0.7
UB10002225mmpz	611.9	542.4	-11.4	610.4	-0.3	611.2	-0.1
UB10005120mmp	649.9	548.3	-15.6	613.8	-5.9	626.0	-3.8
UB10029225mmp	687.6	567.0	-17.5	624.9	-9.1	673.8	-2.0
AB10002120mmpz	688.9	542.4	-21.3	610.4	-11.4	681.4	-1.1
UB10005225mmp	610.7	548.3	-9.4	613.8	1.5	626.0	3.5
ZD07500120mepz	524.2	520.1	-0.8	597.1	13.9	520.1	-0.8
ZD07502120mep	577.0	539.6	-6.5	608.7	5.5	578.3	0.2
ZD07505120mep	604.9	548.1	-9.4	613.7	1.5	603.4	-0.2
UB10002225mepz	541.4	542.4	0.2	610.4	12.7	549.5	1.5
Mittelwert μ			-10.4		0.8		-0.3
Standardabw. σ			6.5		7.9		1.8

Tabelle 6.7: Vergleich eigener Versuchsergebnisse mit Vorhersageergebnissen des korrigierten und unkorrigierten Gradientenkonzeptes

Kauf nehmen muss. Hier treten die Folgen der unterschiedlichen Halbzeuggröße sowie der unterschiedlichen Vergütung zu Tage. Der Verlauf der sich so ergebenden Kurven wird in der folgenden Abbildung 6.8 gemeinsam mit den entsprechenden Versuchsergebnissen dargestellt, wobei die Versuchsergebnisse im unteren Bereich gut vorhergesagt werden, während im Bereich von $\chi^* > 3$ die Vorhersage zu unkonservativen Werten neigt. Deutlich ist allerdings, dass für beide Werkstofffestigkeiten gute Vorhersagen getroffen werden

konnten.

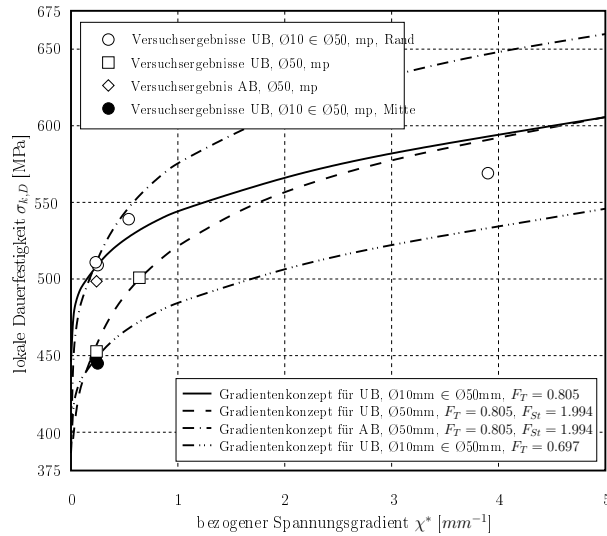


Abbildung 6.8: Vergleich der Versuchsergebnisse mit der Vorhersage des korrigierten Gradientenkonzepes bei großen Proben

Bezieht man, wie ebenfalls in Abbildung 6.8 dargestellt, auch den statistischen Größeneinfluss sowie den Korrekturfaktor für Achsialbiegung in die Rechnung mit ein, dann ergeben sich die strichlierten und strichpunktlierten Linienzüge, welche die Versuchsergebnisse ebenfalls gut vorhersagen. Das genaue Verhalten der Kurven im Bereich hoher relativer Spannungsgradienten kann allerdings nicht dargestellt werden. Die folgende Tabelle stellt eine Zusammenstellung der Zahlenwerte dar, welche in der vorliegenden Berechnung Eingang gefunden haben.

Trägt man alle Versuchsergebnisse des Lastfalls ‘Umlaufbiegung,’ in einem Diagramm auf, so ergibt sich das Bild aus Abbildung 6.9. Deutlich werden hier die Größenordnungen von technologischem und statistischem Größeneinfluss. Während sich im Bereich ungekerbter Proben ($K_t = 1$) der technologische Größeneinfluss annähernd doppelt so groß ist, als der statistische, nimmt dieses Verhältnis mit steigendem bezogenen Spannungsgradienten χ^* zugunsten des technologischen Größeneinflusses zu. Dies resultiert aus der Tatsache, dass der technologische Spannungsgradient von χ^* nahezu unabhängig ist, während der statistische Größeneinfluss aufgrund des stark abnehmenden beeinflussten Werkstoffbereichs und der damit einhergehenden abnehmenden Gültigkeit der kontinuumsmechanischen Voraussetzungen gegen Null geht. Tatsächlich muss allerdings angemerkt werden, dass bei Annäherung der Größenordnungen von charakteristischer Gefügelänge und belastetem Werkstoffbereich - auch der technologische Einfluss keine konstante Größe mehr haben kann, sondern stärker um den Wert bei $K_t = 1$ schwanken wird.

Zusätzlich zeigt Abbildung 6.9 noch den maximalen im Halbzeug Rd80 gegenüber den Halbzeugen Rd20 und Rd25 auftretenden technologischen Größeneinfluss in Form der untersten, strichzweipunktlierten Kurve. Unter diese Kurve kann die zyklische Festigkeit aufgrund der abnehmenden statischen Festigkeit nicht mehr liegen. Weitere zu berücksichtigende Abschlüge sind auf z.B. statistische Einflüsse zurückzuführen, sodass bei zusätz-

	σ_{zdw}	520.1MPa			
	σ_{bw}	610.8MPa			
	F_T	0.805			
Versuchsreihe	$\sigma_{k,D,exp}$	$\sigma_{k,D,pred}$	Δ		
–	[MPa]	[MPa]	[%]		
UB10002280rmpz	509.0	509.4	0.1		
UB10002280rmpz	511.0	511.0	0.0		
UB10005280rmp	539.0	527.9	-2.0		
UB10039280rmp	568.9	594.1	4.4		
	F_T	0.697			
Versuchsreihe	$\sigma_{k,D,exp}$	$\sigma_{k,D,pred}$	Δ		
–	[MPa]	[MPa]	[%]		
UB10002280mmpz	459.3	458.5	-0.2		
UB10002280mmpz	461.1	460.0	-0.2		
	F_T	0.805			
	F_{St}	1	1.997		
Versuchsreihe	$\sigma_{k,D,exp}$	$\sigma_{k,D1}$	Δ	$\sigma_{k,D,pred}$	Δ
–	[MPa]	[MPa]	[%]	[MPa]	[%]
UB50002280mmp	452.9	510.2	12.7	460.7	1.7
UB50005280mmp	500.9	532.1	6.2	500.6	-0.1
AB50002280mmp	498.5	510.2	2.4	515.0	3.31
Mittelwert μ			2.9		1.1
Standardabw. σ			4.3		1.7

Tabelle 6.8: Vergleich eigener Versuchsergebnisse mit Vorhersageergebnissen des korrigierten und unkorrigierten Gradientenkonzeptes unter Berücksichtigung von technologischem Einfluss und Größeneinfluss

licher Berücksichtigung des statistischen Größeneinflusses von einer maximalen Abnahme der zyklischen Festigkeit von bis zu 35% ausgegangen werden muss, wenn bei der Ermittlung der Werkstoffdaten Halbzeuge Rd20 und Rd25 verwendet wurden.

6.5 Vergleich von Ergebnissen der Vorhersage und Versuchsdaten aus der Literatur

Um die Anwendbarkeit des Modellvorschlags auf weitere Probengrößen und bezogene Spannungsgradienten nachzuweisen, wurden die Vorhersageergebnisse mit Versuchsdaten aus der Literatur verglichen. Zu diesem Zweck wurden wieder die Ergebnisse von *Magin* [106], *Böhm* [11] und *Kloos et al.* [84] herangezogen, deren Untersuchungen Vergütungsstähle mit ähnlichen Zusammensetzungen und Härten wie in der vorliegenden Untersu-

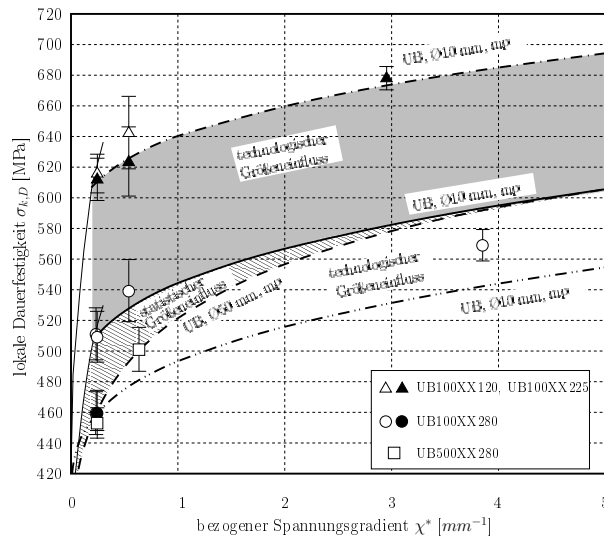


Abbildung 6.9: Gegenüberstellung von technologischem und statistischem Größeneinfluss

chung zugrunde lagen. Die wesentliche Schwierigkeit liegt allerdings in der Vergleichbarkeit der Ergebnisse hinsichtlich des technologischen Größeneinflusses, da die Autoren nur eine durchschnittliche statische Festigkeit für das gesamte dem Versuchsprogramm zugrunde liegende Probenmaterial angegeben hatten. Wie allerdings bereits erwähnt, kommt den Schwankungen insbesondere bei höheren bezogenen Spannungsgradienten große Bedeutung zu. Somit ist bei den Auswertungen von einer erheblichen Streuung aufgrund technologischer Einflüsse auszugehen, welche auch die erwähnten Autoren bereits in der Diskussion ihrer Ergebnisse angesprochen hatten.

In der Tabelle 6.9 sind die prognostizierten lokalen Dauerfestigkeiten nach dem Gradientenkonzept unter Berücksichtigung des statistischen Größeneinflusses ($\sigma_{k,DpredGE}$) sowie in der ursprünglichen Form nach *Eichlseder* [36] wiedergegeben ($\sigma_{k,Dpred}$) und den Versuchsergebnissen nach *Magin* [106] gegenüber gestellt. Hierbei sind folgende Rahmenbedingungen zu berücksichtigen:

- Lastfall ist Umlaufbiegung unter 4-Punkt-Biegebelastung
- Sämtliche Spannungskennwerte der Proben (χ^* , K_t , A_{sigma} , V_{sigma}) wurden über FEM neu berechnet und in der Tabelle A.2 dargestellt
- Zur Berücksichtigung des technologischen Einflusses wurde eine mittlere Härte von 297 HV berücksichtigt.
- Das Versuchsprogramm wurde mit mechanisch polierten Proben durchgeführt. Somit ist vom Vorhandensein von Eigenspannungen auszugehen. Diese wurden dadurch berücksichtigt, dass die im vorliegenden Versuchsprogramm auftretenden Druckeigenspannungen im Verhältnis der Härten skaliert berücksichtigt wurden.

Beide Konzepte gehen von den in dieser Arbeit ermittelten Werten für σ_{bw} und σ_{zdw} aus, wobei alle berücksichtigten Korrekturfaktoren im Tabellenkopf angegeben sind.

Als Maß für die Vorhersagequalität wurde einerseits der Mittelwert μ der Abweichung von der experimentellen, lokalen Dauerfestigkeit und weiters deren Standardabweichung σ als Maß für deren Streuung angegeben. Aufgrund der bereits erwähnten Beobachtung, dass oberhalb eines bezogenen Spannungsgradienten $\chi^* = 5mm^{-1}$ die Streuung so stark zunimmt, dass man nur mehr schwer eine Tendenz innerhalb des technologiebedingten Rauschens feststellen kann, wurden beide Werte μ und σ einmal mit und einmal ohne Berücksichtigung der Werte oberhalb dieser Marke berechnet.

σ_{zdw}	520.1 MPa						
σ_{bw}	610.8 MPa						
F_{BA1}	1.077						
F_{BA2}	0.928						
F_{ES1}	1.113						
F_{ES2}	0.874						
F_T	0.762						
Versuchsreihe	χ^*	F_{St}	$\sigma_{k,D,exp}$	$\sigma_{k,D,predGE}$	Δ	$\sigma_{k,D,pred}$	Δ
–	$[mm^{-1}]$	–	[MPa]	[MPa]	[%]	MPa	[%]
7_1	0.31	0.748	465.4	481.5	3.5	545.9	1.3
7_2	4.23	0.758	554.4	546.0	-1.5	471.6	-1.5
10_1	0.23	1.000	439.5	466.0	6.0	466.0	6.0
10_5	21.33	1.000	560.4	631.4	12.7	631.4	12.7
20_1	0.29	1.458	425.4	451.2	6.1	470.3	10.6
20_2	1.59	1.458	464.3	505.4	8.8	511.0	10.1
20_5	11.76	1.458	589.9	587.6	-0.4	595.0	0.9
35_5	8.55	1.627	433.8	574.6	32.5	578.0	33.3
38_1	0.07	1.640	378.7	410.3	8.3	449.3	18.7
38_2	0.84	1.640	428.5	478.2	11.6	493.3	15.1
80_1	0.05	1.678	414.2	401.3	-3.1	445.3	7.5
80_2	0.42	1.678	429.0	453.0	5.6	477.4	11.3
80_5	3.06	1.678	559.9	531.2	-5.1	533.2	-4.8
100_2	0.33	1.671	417.8	446.3	6.8	472.9	13.2
100_5	2.60	1.671	498.5	524.0	5.1	527.3	5.8
Mittelwert μ aller Versuchsreihen					6.5		9.3
Standardabw. σ aller Versuchsreihen					8.9		9.3
Mittelwert μ ohne $\chi^* \geq 5$					4.3		7.8
Standardabw. σ ohne $\chi^* \geq 5$					5.1		6.9

Tabelle 6.9: Vergleich der Versuchsergebnisse nach [106] mit Vorhersageergebnissen des korrigierten und unkorrigierten Gradientenkonzeptes unter Berücksichtigung von technologischem Einfluss und Größeneinfluss

Die Gegenüberstellung lässt somit folgende Schlüsse zu:

- Sowohl μ als auch σ werden durch Berücksichtigung von F_{St} verbessert.

- Die Verbesserung ist bei μ deutlich ausgeprägter als bei σ , welche wesentlich entscheidender für die Dimensionierung eines Bauteils ist.
- Die Verbesserung, die bei Vernachlässigung der Werte bei $\chi^* \geq 5mm^{-1}$ eintritt, führt zu einer deutlichen Abnahme der Streuung.

σ_{zdw}		520.1 MPa					
σ_{bw}		610.8 MPa					
F_{BA1}		1.077					
F_{BA2}		0.928					
F_{ES1}		1.000					
F_{ES2}		0.874					
F_T		0.75					
Versuchsreihe	χ^*	F_{St}	$\sigma_{k,D,exp}$	$\sigma_{k,D,predGE}$	Δ	$\sigma_{k,D,pred}$	Δ
–	$[mm^{-1}]$	–	[MPa]	[MPa]	[%]	MPa	[%]
5.66	0.35	0.861	451.0	432.4	-4.1	469.6	4.1
6.89	0.29	0.963	441.0	424.8	-3.7	463.4	5.1
13.59	0.15	1.329	412.0	394.9	-4.2	444.7	7.9
17.22	0.12	1.469	397.0	382.6	-3.6	439.0	10.6
28.31	0.07	1.779	373.0	354.3	-5.0	428.4	14.8
34.44	0.06	1.895	358.0	343.0	-4.2	424.6	18.6
40.77	0.05	1.979	350.0	334.1	-4.6	421.5	20.4
41.33	0.05	1.985	350.0	333.4	-4.7	421.2	20.4
5.66	4.55	0.861	550.0	502.0	-8.7	593.6	7.9
6.89	10.79	0.963	558.0	543.8	-2.6	662.0	18.6
13.59	1.90	1.329	488.0	466.5	-4.4	540.1	10.7
17.22	4.32	1.469	498.0	499.6	0.3	589.9	18.5
28.31	0.91	1.779	432.0	431.0	-0.2	504.9	16.9
34.44	2.16	1.895	441.0	467.1	5.9	547.1	24.1
40.77	0.63	1.979	392.0	411.2	4.9	490.1	25.0
41.33	1.80	1.985	426.0	457.7	7.4	537.3	26.1
Mittelwert μ aller Versuchsreihen					-2.0		15.6
Standardabw. σ aller Versuchsreihen					4.5		7.9
Mittelwert μ ohne $\chi^* \geq 5$					-1.9		15.4
Standardabw. σ ohne $\chi^* \geq 5$					4.6		7.3

Tabelle 6.10: Vergleich der Versuchsergebnisse unter Umlaufbiegung nach [84] mit Vorhersageergebnissen des korrigierten und unkorrigierten Gradientenkonzeptes unter Berücksichtigung von technologischem Einfluss und Größeneinfluss

Die vorhergehende Tabelle 6.10 zeigt die Ergebnisse der Vorhersage bei derselben Vorgehensweise für die Versuchsergebnisse nach Kloos *et al.* [84]. Es gelten dieselben Rahmenbedingungen wie oben, allerdings mit der Einschränkung, dass die Autoren für ihr Material

eine Härte von 265 HV angegeben hatten und sich somit der technologische Korrekturfaktor verändert. Dadurch wurde auch keine Eigenspannung mehr berücksichtigt, da nach der Skalierung nur mehr ein minimaler Wert erhalten bleibt und in die Rechnung der Wert 1 eingesetzt wurde. Die Probenformen konnten allerdings nicht neuerlich mit FEM genau berechnet werden, sodass für den bezogenen Spannungsgradienten Näherungswerte nach der Formel von *Meuth* [117]

$$\chi^* = \frac{2}{d} + \frac{2.1}{\rho} \quad (6.27)$$

eingesetzt werden mussten. Diese unterschätzt den bezogenen Spannungsgradienten allerdings teilweise erheblich. Die im vorhergehenden Fall gemachten Beobachtungen sind in ähnlicher Form auch hier sichtbar:

- Bei Berücksichtigung von F_{St} wird der Mittelwert μ der Abweichung vom Experiment deutlich reduziert, sodass eher konservative Werte erhalten werden.
- Die Standardabweichung wird deutlich reduziert und somit die Unsicherheit in der Vorhersage gemindert.
- Bei Vernachlässigung des Bereiches $\chi^* \geq 5mm^{-1}$ werden in keinem der beiden Konzepte nennenswerte Verbesserungen erzielt. Somit wird davon ausgegangen, dass das verwendete Material diesbezüglich unempfindlicher ist, als bei [106]. Dafür spricht auch die geringere Härte.

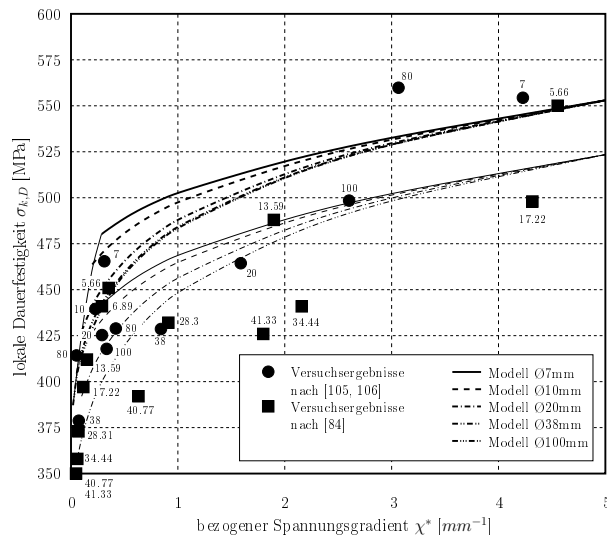


Abbildung 6.10: Gradientenkonzept für Umlaufbiegung unter Berücksichtigung des Größeneinflusses

Das Diagramm der Abbildung 6.10 zeigt die Ergebnisse der beiden vorhergehenden Tabellen in graphischer Form. Das Modell liefert für den Lastfall Umlaufbiegung eine Kurvenschar, deren Kurven für den gegebenen Durchmesserbereich gegen eine Grenzkurve

konvergieren, was im Einklang mit den experimentellen Ergebnissen aus der Literatur und dem hyperbolischen Verlauf von $\sigma_D = f(d)$ nach *Kloos* steht. Jede der Kurven wird durch die Kurve für $K_t = 1$ begrenzt, da kleinere relative Spannungsgradienten unter Umlaufbiegung nicht mehr realisierbar sind. Es ist erkennbar, dass insbesondere in diesem Bereich die Einbeziehung des statistischen Größeneinflusses in das Gradientenkonzept die größten Verbesserungen erzielt, während ab $\chi^* = 1\text{mm}^{-1}$ eine sehr deutliche Abnahme der Verbesserung sichtbar wird. Insbesondere bei großen, hochbelasteten Bauteilen, etwa den Kurbelwellen von Großmotoren, kommt man über diesen Bereich nicht hinaus. Das Modell liefert für jedes Material entsprechend der unterschiedlichen Korrekturfaktoren unterschiedliche Kurvenscharen. In diesem Fall ist die Steigung gleich, allerdings ergibt sich aufgrund des technologischen Unterschiedes der Härte für das Material nach [84] eine Parallelverschiebung nach unten.

Bei Betrachtung des Lastfalls Zug-Druck ändern sich die Verhältnisse ein wenig. Es war hier nicht möglich, mit Hilfe der in der vorliegenden Arbeit ermittelten Werte für σ_{bw} und σ_{zdw} sowie den dargestellten Korrekturfaktoren sinnvolle Vorhersageergebnisse zu ermitteln. Es spricht daher dafür, dass sich die Steigung der Kurve für das Gradientenkonzept bei Zug-Druck gegenüber Umlaufbiegung ändert, was aufgrund der Konzentration auf niedrige Spannungsgradienten in der vorliegenden Untersuchung nicht in Erscheinung trat. Aus diesem Grund wurden die kleinen Proben nach dem Gradientenkonzept ausgewertet und die so ermittelten Werte ohne technologischer Korrektur in das Modell eingesetzt, sodass die Wirksamkeit des statistischen Korrekturfaktors F_{St} auch hier getestet werden konnte.

Die folgende Tabelle 6.11 zeigt die entsprechenden Daten der Vorhersage und des Experiments nach *Böhm* [11]. Hier wurde derselbe Werkstoff wie bei *Magin* [106] verwendet, der Vergütungsstahl 30CrNiMo8. Die Proben wurden mechanisch poliert, der diesbezügliche Einfluss ist allerdings ebenso wie jener der Härte aufgrund der Auswertung nicht mehr darstellbar. Es ergeben sich teils deutliche Abweichungen, insbesondere bei den zwei großen Proben der $\varnothing 80\text{mm}$ und $\varnothing 59\text{mm}$. Es muss allerdings angemerkt werden, dass die Autoren den technologischen Einfluss trotz sorgfältiger Wärmebehandlung nach eigener Aussage nicht gänzlich ausschließen konnten. Es wäre daher erforderlich, bei Vorliegen einer größeren Menge an Versuchsdaten mit Probendurchmesser im Bereich bis $\varnothing 100\text{mm}$ eine neuerliche Kalibrierung des Modells durchzuführen und den Faktor F_{St} neu zu berechnen.

Trotz der geänderten Auswertemethode sind dieselben Tendenzen wie unter dem Lastfall Umlaufbiegung erkennbar:

- Der Mittelwert μ der Abweichung verbessert sich bei Berücksichtigung des statistischen Größeneinflussfaktors F_{St} deutlich.
- Die Standardabweichung verbessert sich besonders deutlich unter Vernachlässigung des Bereiches $\chi^* \geq 5\text{mm}^{-1}$ sowie der Probe y5, während unter Berücksichtigung des gesamten Bereichs eine mäßige Verbesserung eintritt.
- Die Probe y5 wurde als Ausreisser bewertet, da sie mit einer Abweichung von 19.6% gegenüber den übrigen Proben weit außerhalb der allgemeinen Tendenz lag.

σ_{zdw}		454.2 MPa					
σ_{bw}		480.2 MPa					
F_{BA1}		1.000					
F_{BA2}		1.000					
F_{ES1}		1.000					
F_{ES2}		1.000					
F_T		1.000					
Versuchsreihe	χ^*	F_{St}	$\sigma_{k,D,exp}$	$\sigma_{k,D,predGE}$	Δ	$\sigma_{k,D,pred}$	Δ
–	[mm^{-1}]	–	[MPa]	[MPa]	[%]	MPa	[%]
w1_7	0.12	1.168	489.3	472.4	-3.4	476.7	-2.6
x1_7	3.02	1.165	506.2	512.7	1.3	513.0	1.3
y1_7	17.98	1.167	568.8	551.0	-3.1	554.5	-2.5
w2_20	0.04	1.778	418.6	445.6	6.5	470.4	12.4
x2_20	1.01	1.811	473.4	488.7	3.2	496.5	4.9
y2_20	7.83	1.814	528.0	530.9	0.6	532.4	0.8
w3_38	0.02	2.433	407.7	417.8	2.5	467.4	14.7
x3_38	0.55	2.454	457.3	467.9	2.3	489.5	7.0
y3_38	4.47	2.444	506.5	520.1	2.7	520.3	2.7
y4_60	3.20	3.091	473.0	511.5	8.1	514.0	8.7
y5_80	2.27	3.645	417.8	499.6	19.6	508.1	21.6
Mittelwert μ aller Versuchsreihen					3.6		6.3
Standardabw. σ aller Versuchsreihen					6.0		7.2
Mittelwert μ ohne $\chi^* \geq 5$ und y5_80					2.9		6.1
Standardabw. σ ohne $\chi^* \geq 5$ und y5_80					3.2		5.4

Tabelle 6.11: Vergleich der Versuchsergebnisse nach [11] unter Zug-Druck mit Vorhersageergebnissen des korrigierten und unkorrigierten Gradientenkonzeptes unter Berücksichtigung des statistischen Größeneinflusses

Somit wird wieder eine erkennbare Verbesserung durch Verwendung von F_{St} herbeigeführt. Ähnlich verhält es sich mit den Daten unter Zug-Druck in der folgenden Tabelle 6.12 nach *Kloos et al.* [84]. Hier mussten allerdings wieder Näherungswerte für den bezogenen Spannungsgradienten eingesetzt werden. Ähnlich bei den entsprechenden Daten unter Umlaufbiegung ist hier die Verbesserung in allen Fällen nur als sehr mäßig zu bewerten, was als Zeichen dafür gewertet wird, dass die Faktoren F_{ES} und F_{BA} zumindest für Umlaufbiegung gelten und F_{St} unterhalb einer gewissen Probenhärte nicht mehr zu gelten scheint. Dieser kritische Wert der Härte dürfte entsprechend der Ergebnisse nach *Kloos et al.* um 265 HV liegen.

Die Abbildung 6.11 zeigt schließlich noch die Literaturergebnisse der Zug-Druck-Versuche den entsprechenden Kurvenscharen nach dem Gradientenmodell unter Berücksichtigung des statistischen Größeneinflussfaktors F_{St} gegenüber gestellt. Wie bereits erwähnt, wurde dabei davon ausgegangen, dass näherungsweise dieselben relativen Abminderungen

σ_{zdw}		356.5 MPa					
σ_{bw}		429.9 MPa					
F_{BA1}		1.000					
F_{BA2}		1.000					
F_{ES1}		1.000					
F_{ES2}		1.000					
F_T		1.000					
Versuchsreihe	χ^*	F_{St}	$\sigma_{k,D,exp}$	$\sigma_{k,D,predGE}$	Δ	$\sigma_{k,D,pred}$	Δ
–	[mm^{-1}]	–	[MPa]	[MPa]	[%]	MPa	[%]
4.10	0.00	1.000	363.0	356.5	-1.8	356.5	-1.8
10.00	0.00	1.000	359.0	356.5	-0.7	356.5	-0.7
16.00	0.00	1.000	355.0	356.5	0.4	356.5	0.4
4.63	3.50	1.140	540.0	529.4	-2.0	529.7	-1.9
7.71	2.10	0.860	505.4	506.6	0.2	505.1	-0.1
13.89	1.17	1.184	466.6	476.7	2.2	481.1	3.1
21.60	0.75	1.360	421.2	453.2	7.6	465.6	10.6
5.57	8.40	0.863	572.8	581.8	1.6	581.8	1.6
8.90	5.25	0.932	541.9	552.1	1.9	552.1	1.9
13.36	3.50	1.164	504.2	529.4	5.0	529.7	5.1
22.26	2.10	1.369	456.2	501.2	9.9	505.1	10.7
Mittelwert μ aller Versuchsreihen					2.2		2.6
Standardabw. σ aller Versuchsreihen					3.6		4.3
Mittelwert μ ohne $\chi^* \geq 5$					2.3		2.8
Standardabw. σ ohne $\chi^* \geq 5$					4.0		4.7

Tabelle 6.12: Vergleich der Versuchsergebnisse unter Zug-Druck nach [84] mit Vorhersageergebnissen des korrigierten und unkorrigierten Gradientenkonzeptes unter Berücksichtigung von technologischem Einfluss und Größeneinfluss

der lokalen Dauerfestigkeitswerte großer Proben gegenüber jenen der Referenzproben gelten. Aufgrund der unterschiedlichen Parameter σ_{bw} und σ_{zdw} sind auch die Steigungen nun unterschiedlich und die beiden Kurvenscharen überschneiden sich. Im Vergleich zum entsprechenden Diagramm unter Umlaufbiegung ergibt sich auch hier wieder die größte Verbesserung im Bereich kleiner Spannungsgradienten.

Wie in Abbildung 6.1 dargestellt ist, ergeben sich bei hohen Spannungsgradienten bzw. hohen Formzahlen deutliche Streuungen der zyklischen Festigkeit. Das Modell verliert daher jenseits von $\chi^* = 5$ für beide Lastfälle deutlich an Vorhersagequalität. Dies liegt daran, dass sich die hochbeanspruchten Bereiche der Größenordnung von Bereichen niedriger statischer Festigkeit (z.B. Seigerungen) annähern und daher die im statischen Zugversuch ermittelten Durchschnittswerte ihre Gültigkeit verlieren. Da in der Praxis solch hohe Spannungsgradienten allerdings eher selten vorkommen, kann das Modell als brauchbar gewertet werden.

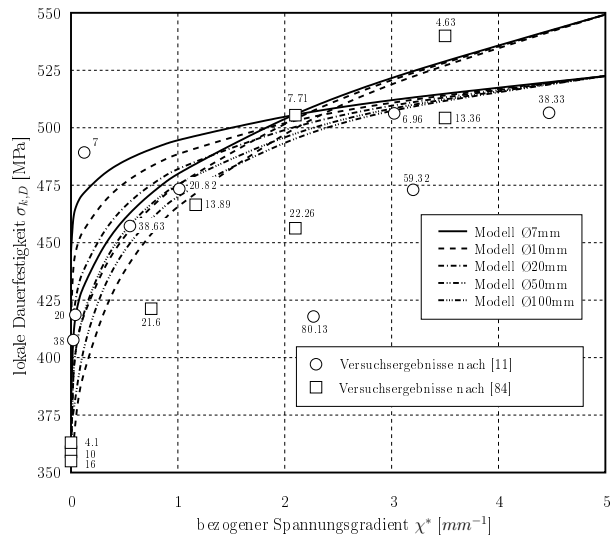


Abbildung 6.11: Gradientenkonzept für Zug-Druck unter Berücksichtigung des Größeneinflusses

Kapitel 7

Schlussfolgerungen

Die vorliegende Untersuchung zeigte, dass

- der Spannungsgradient χ^* zwar zur Darstellung der Stützwirkung ausreicht, wenn Werkstoffdaten, die anhand kleiner Proben ermittelt wurden, auf größere Proben abgeleitet werden. Es wird hiermit allerdings lediglich der geometrische Größeneinfluss durch den Spannungsgradienten berücksichtigt.
- statistische Einflüsse zusätzlich berücksichtigt werden müssen, allerdings auf das Gebiet niedriger Spannungsgradienten bis ca. $\chi^* = 5mm^{-1}$ beschränkt bleiben. Diese Einflüsse nehmen mit zunehmendem χ^* ab, sodass unter der Voraussetzung gleicher technologischer Bedingungen, ab $\chi^* = 5mm^{-1}$ die Kurve der großen Probe in die Kurve der kleinen übergeht. Da in der betrieblichen Praxis allerdings selten Werte von $\chi^* > 5mm^{-1}$ angetroffen werden, wird der statistische Einfluss in der Mehrzahl der Fälle zu berücksichtigen sein.
- technologische Einflüsse auf dem gesamten Gebiet von χ^* berücksichtigt werden müssen und betragsmäßig deutlich über dem statistischen Einfluss liegen. Dies gilt insbesondere dann, wenn – wie in der vorliegenden Arbeit – für die Herstellung der kleinen Proben von Stangenmaterial kleinen Durchmessers und separater Wärmebehandlung ausgegangen wird. Bei einem Wert von $\chi^* = 0$ entspricht das Verhältnis von statistischem zu technologischem Einfluss einem Wert von 2:1. Die Erfahrung aus der betrieblichen Praxis zeigt auch in diesem Fall, dass diesem Einfluss sehr großes Augenmerk gegeben werden muss, da aus Kostengründen selten Werkstoffdaten aus dem zur Fertigung des eigentlichen Werkstückes herangezogenen Werkstoffes vorliegen. Auch Untersuchungen, in denen versucht wurde, diesen Einfluss durch geeignete Wärmebehandlung des Werkstoffes auszuschließen, zeigten, dass stets der technologiebedingte Größeneinfluss zu berücksichtigen ist.
- die Berücksichtigung der technologischen Einflüsse – z.B. Eigenspannungen in der Randschicht und unterschiedliche Festigkeit – bei nicht randschichtgehärteten Proben mittels Parallelverschiebung erfolgt. Dazu sind die in der Literatur beschriebenen Modelle ausreichend. Es ist lediglich eine Anpassung der angegebenen Parameter erforderlich.

- für eine belastungsübergreifende Darstellung (z.B. UB – AB) weitere Korrekturwerte nötig sind, die separat bestimmt werden müssen.

Kapitel 8

Zusammenfassung

Zur Klärung des Größeneinflusses beim Konzept der Lokalen Spannungen wurden spannungskontrollierte Dauerschwingversuche an ungekerbten und gekerbten Proben aus vergütetem Stahl 34CrNiMo6 durchgeführt. Die vorliegende Härte des verwendeten Werkstoffes lag hierbei unter dem kritischen Wert, ab dem ein zunehmender Einfluss der Einschlüsse durch Rissfortschritt entsteht. Der Werkstoff lag in Stangen der Durchmesser $\varnothing 20\text{mm}$, $\varnothing 25\text{mm}$ und $\varnothing 80\text{mm}$ vor. Es wurden folgende Ergebnisse ermittelt:

1. In Zug-Druck-Wechselversuchen an elektrolytisch polierten, ungekerbten und mild gekerbten Proben des Durchmessers $\varnothing 7.5\text{mm}$ wurden zunächst Wöhlerkurven aufgenommen, welche die Gültigkeit des Gradientenkonzeptes für diesen Werkstoff bestätigen konnten.
2. Weiterführende Wechselversuche unter Umlaufbiegung anhand mechanisch polierter, ungekerbter und gekerbter Proben des Durchmessers $\varnothing 10\text{mm}$ bestätigten das Gradientenkonzept ebenfalls, wiesen allerdings aufgrund der mechanischen Oberflächenbearbeitung eine insgesamt höhere Festigkeit auf als unter Zug-Druck-Belastung.
3. Die aus der unterschiedlichen Oberflächenbearbeitung (mechanisch bzw. elektrolytisch poliert) resultierende Festigkeitsdifferenz wurde unter Umlaufbiegung mit einer anhand elektrolytisch polierter, ungekerbter Proben aufgenommenen Wöhlerlinie ermittelt. Der sich ergebende Versatz beträgt $\Delta\sigma = 70\text{MPa}$, um den mechanisch polierte Proben stärker zu sein scheinen.
4. Ergänzende Messungen der Eigenspannungen in der oberflächennahen Schicht ergaben stabile Druckeigenspannungen von im Mittel $\sigma_R = -275\text{MPa}$. Daraus ergibt sich eine Eigenspannungsempfindlichkeit von $M_E = 0.28$.
5. Werden die Ergebnisse der Versuche aus Zug-Druck-Belastung mit elektrolytisch polierten Proben ebenfalls um diesen Betrag nach oben verschoben, so kommt diese Kurve über der korrespondierenden Kurve unter Umlaufbiegung zu liegen, wobei der Punkt für $K_t = 1$ für Zug-Druck nach wie vor unter dem Punkt für $K_t = 1$ für Umlaufbiegung liegt. Dies bestätigt den dominanten Gradienteneinfluss bei annähernd gleich großen Probendurchmessern und unterschiedlicher Belastung.

6. Der Einfluss von unterschiedlichen verwendeten Werkstoffchargen (unterschiedliche Schmelzen) bei gleicher Oberflächenbearbeitung und gleichem Probendurchmesser wurde anhand gekerbter und ungekerbter Proben unter Umlaufbiegung ermittelt. Die Abweichungen lagen allerdings immer innerhalb der zulässigen Vorgaben nach der DIN-Norm. Es ergaben sich anhand des Gradientenkonzeptes keine nennenswerten Unterschiede.
7. Zur Ermittlung des Größeneinflusses wurden wechselnde Umlaufbiegeversuche anhand zweier gekerbter Proben des Durchmessers $\varnothing 50\text{mm}$ durchgeführt. Die Probengeometrie wurde hierbei so gewählt, dass sich annähernd gleiche Werte für den bezogenen Spannungsgradienten χ^* wie bei den entsprechenden Versuchen mit Proben des Durchmessers $\varnothing 10\text{mm}$ ergaben und somit eine gute Vergleichbarkeit der Ergebnisse gegeben war. Die Ergebnisse waren wieder nach dem Gradientenkonzept gut darstellbar, wiesen allerdings - neben der technologiebedingten geringen zyklischen Festigkeit - einen mit höherem bezogenen Spannungsgradienten steileren Festigkeitsanstieg auf, als dies bei den Proben des Durchmessers $\varnothing 10\text{mm}$ beobachtet werden konnte.
8. Der zwangsläufig bei einem Übergang von aus kleinem Halbzeuggdurchmesser entnommenen zu aus großem Halbzeuggdurchmesser entnommenen Proben beobachtbare technologische Größeneinfluss wurde durch weitere Wöhlerlinien ermittelt. Aus der Randfaser der Proben der Durchmesser $\varnothing 50\text{mm}$ wurden Proben der $\varnothing 10\text{mm}$ gefertigt und unter wechselnder Belastung bei Umlaufbiegung geprüft. Dadurch wurde der technologische Größeneinfluss vom statistischen Größeneinfluss im überprüften χ^* -Bereich subtrahierbar. Bei der vorliegenden Untersuchung beruhte der technologische Einfluss auf der aus dem Vergütungsprozess resultierenden Härteunterschiede in einer annähernd linear mit der statischen Festigkeit abnehmenden zyklischen Festigkeit. Die Ecklastspielzahl N_{Eck} wies bei einfach logarithmischer Auftragung ein annähernd indirekt proportionales Verhältnis zur Festigkeit auf, während zwischen der Steigung k der Wöhlerkurven und der Festigkeit keine eindeutige Abhängigkeit festgestellt werden konnte.
9. Die Auswertbarkeit nach dem statistischen Konzept erwies sich als durchführbar, die ermittelten Steigungskoeffizienten der Kurven liegen im Bereich der in der Literatur angegebenen Werte. Es scheint dem Gradientenkonzept annähernd gleichwertig zu sein, sofern eine zweite Gerade mit einer deutlich flacheren Neigung eingeführt wird, um die Abflachung der Versuchsergebnisse im Bereich hoher Werte für A_σ und V_σ wiedergeben zu können. Hierzu ist mit dem Abknickpunkt ein dritter Parameter nötig, um diese zweite Gerade zu positionieren. Damit ergibt sich eine ähnliche Darstellung, wie man es von der Wöhlerlinie bereits kennt.
10. Der Größeneinfluss muss beim Gradientenkonzept in Form des technologischen und des statistischen Größeneinflusses berücksichtigt werden. Der spannungsmechanische Größeneinfluss wird bereits durch die Auftragung nach dem bezogenen Spannungsgradienten implizit berücksichtigt. Der technologische Größeneinfluss wird durch Parallelverschiebung um einen Wert F_T berücksichtigt. Den statistischen Größeneinfluss berücksichtigt man hingegen durch Aufnahme eines weiteren Parameters F_{St} ,

der den Kurvenast für Werte $\chi^* < 5mm^{-1}$ zu niedrigeren zyklischen Festigkeiten drückt. Für diesen Bereich muss das Konzept anhand von Versuchsdaten kalibriert werden, während für höhere Werte von χ^* aufgrund der experimentellen Erfahrungen aus der Literatur kein nennenswerter Größeneinfluss angenommen wird. Dies konnte im Rahmen der vorliegenden Untersuchung mangels Versuchsdaten allerdings nicht explizit bestätigt werden. Das Verhältnis zwischen technologischem und statistischem Größeneinfluss beträgt bei der vorliegenden Untersuchung bei $\chi^* = 0mm^{-1}$ ungefähr 2:1, sodass der technologische Einfluss deutlich überwiegt.

11. Der Einfluss der Belastungsart wurde im Rahmen von Wöhlerversuchen unter wechselnder Zug-Druck-, Umlaufbiege- und Achsialbiegebelastung anhand kleiner Proben untersucht, wobei für Achsialbiegung auch eine Kurve mit Proben des Durchmessers $\varnothing 50mm$ aufgenommen wurde. Es zeigte sich, dass die Belastungsart einen deutlichen Einfluss auf die zyklische Festigkeit hat und sich im Bereich kleiner Spannungsgradienten wie $\sigma_{abw} > \sigma_{zdw} > \sigma_{ubw}$ darstellt. Als Ursache für diesen Einfluss wird der statistische Größeneinfluss gesehen, da zwar der bezogene Spannungsgradient gleich ist, die hochbelasteten Bereiche sich allerdings deutlich unterscheiden.

Abbildungsverzeichnis

2.1	Kennwerte und Bereichseinteilung der Wöhlerlinie nach <i>Haibach</i> [55]	6
2.2	Unterteilung von Wöhlerlinien nach dem betrachteten Versagenskriterium nach [31]	9
2.3	Unterteilung von Wöhlerlinien nach dem betrachteten Versagenskriterium nach [31]	10
3.1	Fischgrätendiagramm für Rissbildungsursachen	13
3.2	Definition von bezogenem Spannungsgradient χ^* und Formzahl K_t an einer Halbkreiskerbe	14
3.3	Definition der Kerbwirkungszahl K_f an einer Halbkreiskerbe	15
3.4	Dynamische Stützwirkung nach <i>Siebel</i> und <i>Stieler</i> [157, 169]	18
3.5	Mikrostützwirkungstheorie nach <i>Neuber</i> [129, 128, 130]	19
3.6	Plastische Spannungsverteilung und Ausbildung von Eigenspannungen nach Entlastung bei einer gekerbten Probe unter Zug-Beanspruchung [129]	21
3.7	Makrostützwirkung nach [129]	22
3.8	Schematische Darstellung der Spannungsverteilung an der Rissspitze	24
3.9	Abgrenzung zwischen Kurz- und Langrissen nach ihrem Rissfortschrittsverhalten nach [93]	24
3.10	Abhängigkeit des Schwellenwertes bei abnehmender Risslänge nach <i>Kitagawa-Takahashi</i> [119, 120]	25
3.11	Abhängigkeit der Rissfortschrittsgeschwindigkeit vom Spannungsintensitätsfaktor	26
3.12	Verhalten kurzer Risse bei unterschiedliche Spannungskonzentration nach [159]	27
3.13	Oberflächenbeeinflusste Zone, inherente Dehnungskonzentration und Entwicklung des Risschließeffektes in einer glatten Probe nach [1]	28
3.14	Produktionsprozess der Stahlherstellung	30
3.15	Abminderungsfaktoren für Dauerfestigkeitswerte bei unterschiedlichen Oberflächenrauigkeitswerten	33
3.16	Biegewechselfestigkeit in Abhängigkeit von der Vickershärte nach [193] . . .	35
3.17	Mittelspannungsempfindlichkeit nach [145]	37
3.18	Abhängigkeit der Mittelspannungsempfindlichkeit von der Bruchlastspielzahl nach [144]	37
3.19	Abhängigkeit der Dauerfestigkeit von K_t , R und der Werkstofffestigkeit nach [52]	37

3.20	Haigh-Diagramm von Ck45 nach [57]	38
3.21	Haigh-Diagramm von 42 CrMo 4 nach [56]	39
4.1	Entstehungsursachen und Mechanismen des Größeneinflusses nach [82]	43
4.2	Definition der Begriffe Kerbeinfluss, geometrischer Größeneinfluss und Kerbgrößeneinfluss	45
4.3	Definition der Begriffe Kerbeinfluss, geometrischer Größeneinfluss und Kerbgrößeneinfluss in Abhängigkeit der Parameter K_t und χ	46
4.4	Durchmesserabhängigkeit der Wechselfestigkeit	47
4.5	Durchmesserabhängigkeit der Umlaufbiegefestigkeit	47
4.6	Arten von Fehlstellen und ihre Häufigkeit nach	52
4.7	Erforderliche Tiefenwirkung einer Randschichthärtung zur Erzielung derselben Festigkeitssteigerung (nach <i>Kloos et al.</i> [81])	56
4.8	Einfluss der Verfestigungstiefe auf die Schwingfestigkeit (nach <i>Kloos et al.</i> [80])	56
5.1	Probenformen für Wöhlerversuche unter Zug-Druck-Belastung	58
5.2	Probenformen für Wöhlerversuche mit großen Proben, $\emptyset 50$	59
5.3	Probenformen für Wöhlerversuche unter Umlaufbiegebelastung, $\emptyset 10$	60
5.4	Probensortiment des Versuchsprogrammes	61
5.5	Probenentnahme aus den Halbzeugen	62
5.6	Hydropulsanlage Instron 8802	64
5.7	Umlaufbiegemaschine AMB-UB10	64
5.8	Prinzip der Vierpunktbiegung	65
5.9	3-Punkt-Biegevorrichtung, Proben $\emptyset 50$	66
5.10	3-Punkt-Biegevorrichtung, Proben $\emptyset 10$	67
5.11	Umlaufbiegemaschine, Proben $\emptyset 50$	67
5.12	Nomenklatur der Versuchsreihen	68
5.13	Modell für die FE-Spannungs- und Spannungsintegralberechnung	69
5.14	Verlauf der Von-Mises-Spannung entlang der Konturlinie der XX100-Proben	70
5.15	Verlauf der Von-Mises-Spannung entlang des Umfangs der $\emptyset XX100$ -Proben	71
5.16	Verlauf der Von-Mises-Spannung entlang der Konturlinie der XX500-Proben	71
5.17	Verlauf der Von-Mises-Spannung entlang der Konturlinie der ZD-Proben	72
5.18	Zusammenhang zwischen der Formzahl K_t und dem bezogenen Spannungsgradienten χ^* bzw. dem Kerbgrundradius ρ unter Zug-Druck-Belastung bei unterschiedlichen Probendurchmessern	73
5.19	Zusammenhang zwischen der Formzahl K_t und dem bezogenen Spannungsgradienten χ^* bzw. dem Kerbgrundradius ρ unter Biegebelastung bei unterschiedlichen Probendurchmessern	74
5.20	Typisches Aussehen einer zerrissenen, statischen Zugprobe mit ihrem napfförmigen Bruchbild	75
5.21	Ergebnisse der statischen Zugversuche mit 34CrNiMo6	77
5.22	Härtemessung am Versuchsmaterial 34CrNiMo6 im Längs- und Querschliiff	78
5.23	Härtemessung an einem Kurbelwellenzapfen eines Großgasmotors und an Halbzeug Rd140 im Längs- und Querschliiff (34CrNiMo6)	78

5.24	Sekundärgefüge des Halbzeugs Rd20 im Längsschliff	81
5.25	Sekundärgefüge des Halbzeugs Rd20 im Querschliff	81
5.26	Primärgefüge des Halbzeugs Rd20 im Längsschliff	82
5.27	Primärgefüge des Halbzeugs Rd20 im Querschliff	82
5.28	Sekundärgefüge des Halbzeugs Rd25 im Längsschliff	83
5.29	Sekundärgefüge des Halbzeugs Rd25 im Querschliff	83
5.30	Primärgefüge des Halbzeugs Rd25 im Längsschliff	84
5.31	Primärgefüge des Halbzeugs Rd25 im Querschliff	84
5.32	Sekundärgefüge des Halbzeugs Rd80 im Längsschliff	85
5.33	Sekundärgefüge des Halbzeugs Rd80 im Querschliff	85
5.34	Primärgefüge des Halbzeugs Rd80 im Längsschliff	86
5.35	Primärgefüge des Halbzeugs Rd80 im Querschliff	86
5.36	Einschlusszählung an polierten Halbzeugproben im Längs- und Querschliff	87
5.37	Tiefenprofile der axialen Eigenspannungen	89
5.38	Tiefenprofile der Eigenspannungen in Umfangsrichtung (rechte Skala gültig für volle rote Datenpunkte)	90
5.39	Normalverteilung aller an der Oberfläche gemessenen Eigenspannungen bei mechanisch polierten, ungekerbten Proben	91
5.40	Normalverteilung aller an der Oberfläche gemessenen Eigenspannungen bei mechanisch polierten, gekerbten Proben	91
5.41	Normalverteilung aller an der Oberfläche gemessenen Eigenspannungen bei elektrolytisch polierten, ungekerbten Proben	92
5.42	Wöhlerergebnisse anhand elektropolierter Proben, $K_t = 1$, $\chi^* = 0$	94
5.43	Wöhlerergebnisse anhand elektropolierter Proben, $K_t = 1.1$, $\chi^* = 0.24$	94
5.44	Wöhlerergebnisse anhand elektropolierter Proben, $K_t = 1.33$, $\chi^* = 0.54$	95
5.45	Zusammenfassung der Wöhlerergebnisse unter Zug-Druck-Belastung	95
5.46	Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1$, $\chi^* = 0.25$, Charge 1	98
5.47	Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1$, $\chi^* = 0.25$, Charge 2	98
5.48	Wöhlerergebnisse anhand elektrolytisch polierter Proben, $K_t = 1$, $\chi^* = 0.25$, Charge 2	99
5.49	Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1$, $\chi^* = 0.25$, Charge 2, Probenentnahme Rand, zylindrisch	99
5.50	Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1$, $\chi^* = 0.23$, Charge 2, Probenentnahme Mitte, ausgerundet	100
5.51	Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1$, $\chi^* = 0.25$, Charge 2, Probenentnahme Mitte, zylindrisch	100
5.52	Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1$, $\chi^* = 0.23$, Charge 2, Probenentnahme Rand, ausgerundet	101
5.53	Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1.33$, $\chi^* = 0.54$, Charge 1	102
5.54	Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1.33$, $\chi^* = 0.54$, Charge 2	103

5.55	Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1.33$, $\chi^* = 0.54$, Charge 2, Probenentnahme Rand	103
5.56	Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1.85$, $\chi^* = 2.95$, Charge 2	104
5.57	Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1.85$, $\chi^* = 3.85$, Charge 2, Probenentnahme Rand	104
5.58	Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1.35$, $\chi^* = 0.24$, Charge 2	105
5.59	Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1.85$, $\chi^* = 0.64$, Charge 2	106
5.60	Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1$, $\chi^* = 0.25$, Charge 2	107
5.61	Wöhlerergebnisse anhand mechanisch polierter Proben, $K_t = 1.35$, $\chi^* = 0.24$, Charge 2	107
5.62	Bruchflächen bei $\varnothing 7.5\text{mm}$, Zug-Druck	108
5.63	Bruchflächen bei $\varnothing 10\text{mm}$, Umlaufbiegung	109
5.64	Bruchflächen bei $\varnothing 10\text{mm}$, Achsialbiegung	109
5.65	Bruchflächenanalyse mittels Auflichtmikroskop, Achsialbiegung (oben) und Umlaufbiegung (unten), $\varnothing 50\text{mm}$	110
5.66	Bruchflächenanalyse mittels Rasterelektronenmikroskop, Serie 1	111
5.67	Bruchflächenanalyse mittels Rasterelektronenmikroskop, Serie 2	111
5.68	Ergebnisse der Umlaufbiegeversuche mit mechanisch polierten Proben 10mm , $K_t = 1$, $\chi^* = 0.25$, Charge 1 und 2	112
5.69	Ergebnisse der Umlaufbiegeversuche mit mechanisch polierten Proben 10mm , $K_t = 1$, $\chi^* = 0.25$, aus Rd $\varnothing 20$, Rd $\varnothing 25$, Rd $\varnothing 80$ Rand und Rd $\varnothing 80$ Mitte	113
5.70	Ergebnisse der Umlaufbiegeversuche mit mechanisch polierten Proben 10mm , $K_t = 1.33$, $\chi^* = 0.54$, Charge 1 und 2, Charge 2 Probenentnahme Rand	114
5.71	Ergebnisse der Umlaufbiegeversuche mit mechanisch polierten Proben 10mm , $K_t = 1.83$, $\chi^* = 2.95$ aus Rd $\varnothing 25$ und $K_t = 2.03$, $\chi^* = 3.85$ aus Rd $\varnothing 80$ Rand	114
5.72	Abhängigkeit zwischen Wechselfestigkeit und statischer Festigkeit	115
5.73	Abhängigkeit zwischen Steigung k der Wöhlerlinie und statischer Festigkeit	117
5.74	Abhängigkeit zwischen Ecklastspielzahl N_{eck} und statischer Festigkeit	117
5.75	Ergebnisse der Umlaufbiegeversuche mit mechanisch polierten und elektrolitisch polierten Proben 10mm , $K_t = 1$, $\chi^* = 0.25$	119
5.76	Schema des statistischen Modells	121
5.77	Ergebnisse der Umlaufbiegeversuche mit mechanisch polierten Proben 10mm , $K_t = 1$, $\chi^* = 0.25$ und $\chi^* = 0.25$, Probenentnahme Rand und Mitte	122
5.78	Auswertung der Versuchsergebnisse unter Zug-Druck ($\varnothing 7.5\text{mm}$) und Umlaufbiegung ($\varnothing 10\text{mm}$)	123
5.79	Versuchsauswertung nach dem Gradientenkonzept	123
5.80	Auswertung der Versuchsergebnisse von <i>Böhm</i> [11] nach dem Gradientenkonzept	125
5.81	Auswertung der Versuchsergebnisse von <i>Magin</i> [106] nach dem Gradientenkonzept	126

5.82	Einfluss der Belastungsart auf Vorhersagequalität des Gradientenkonzeptes	126
5.83	Versuchsauswertung nach dem volumetrischen Ansatz unter Berücksichtigung des Gradientenansatzes nach Eichlseder	128
5.84	Versuchsauswertung nach dem statistischen Ansatz	129
5.85	Versuchsauswertung nach dem volumetrischen Ansatz unter Berücksichtigung des Gradientenansatzes nach Eichlseder	130
5.86	Versuchsauswertung nach dem statistischen (volumetrischen) Ansatz	131
6.1	Versuchsergebnisse von <i>Magin</i> [106] und <i>Böhm</i> [11] in Abhängigkeit vom Probendurchmesser	134
6.2	Schematisches Verhalten der Stützwirkung in Abhängigkeit des Probendurchmessers	135
6.3	Schematisches Verhalten der Stützwirkung in Abhängigkeit des relativen Spannungsgradienten	135
6.4	Vorgehen bei der Modellbildung	136
6.5	Relative Abnahme der Dauerfestigkeit in Bezug auf den Probendurchmesser $\varnothing 7\text{mm}$ nach <i>Magin</i> [106] und <i>Kloos et al.</i> [84]	141
6.6	Vergleich der Versuchsergebnisse mit der Vorhersage des Gradientenkonzeptes	143
6.7	Vergleich der Versuchsergebnisse mit der Vorhersage des korrigierten Gradientenkonzeptes	145
6.8	Vergleich der Versuchsergebnisse mit der Vorhersage des korrigierten Gradientenkonzeptes bei großen Proben	147
6.9	Gegenüberstellung von technologischem und statistischem Größeneinfluss .	149
6.10	Gradientenkonzept für Umlaufbiegung unter Berücksichtigung des Größeneinflusses	152
6.11	Gradientenkonzept für Zug-Druck unter Berücksichtigung des Größeneinflusses	156
B.1	Modell für synthetische Wöhlerlinien nach [60]	172
B.2	Modell für synthetische Wöhlerlinien nach [9] (...)	173
B.3	Modell für synthetische Wöhlerlinien nach [9] (Fortsetzung)	174

Tabellenverzeichnis

2.1	Parameter für Gleichung 2.3	11
3.1	Mögliche Eigenschaftsunterschiede zwischen Matrix und Einschlüssen und ihre Folgen	31
5.1	Chemische Zusammensetzung in Masse-%	63
5.2	Ergebnisse der Spannungsberechnung	75
5.3	Statische Festigkeitskennwerte von 34CrNiMo6 entsprechend Herstellerangabe	76
5.4	Statische Festigkeitskennwerte von 34CrNiMo6 entsprechend eigener Versuche	76
5.5	Vorhersagewerte für σ_{zdw}	77
5.6	Wärmebehandlungsparameter entsprechend Herstellerangabe	79
5.7	Vergleich der Resteigenspannungen von gekerbten und ungekerbten Proben unter- und oberhalb der Dauerfestigkeitsgrenze	92
5.8	Ergebnisse der Zug-Druck-Versuche	96
5.9	Ergebnisse der Umlaufbiegeversuche mit ungekerbten Proben unterschiedlicher Bearbeitung	97
5.10	Ergebnisse der Umlaufbiege-Versuche mit gekerbten Proben unterschiedlicher Chargen bzw. Probenentnahme	102
5.11	Ergebnisse der Umlaufbiege-Versuche mit gekerbten Proben 50	105
5.12	Ergebnisse der Achsialbiegeversuche mit Proben 10mm und 50mm, jeweils mit einem Spannungsgradienten von $\chi^* = 0.2mm^{-1}$	106
5.13	Ergebnisse der Umlaufbiegeversuche mit mechanisch polierten Proben 10mm, $K_t = 1$, $\chi^* = 0.25$, Charge 1 und 2	112
5.14	Faktoren zur Berechnung des technologischen Abminderungsfaktors nach <i>FKM</i> [46]	115
6.1	Einflussfaktor F_{BA1}	139
6.2	Einflussfaktor F_{BA2}	139
6.3	Statistischer Größeneinflussfaktor F_{St} für Ø7mm bis Ø100mm	142
6.4	Zusammenstellung der möglichen Eingabeparameter für das Gradientenkonzept	144
6.5	Zusammenstellung der Korrekturparameter zur Veränderung der Kurvensteigung	144

6.6	Zusammenstellung der Korrekturparameter zur Veränderung der Kurvenlage in Abhängigkeit der Belastungsart	145
6.7	Vergleich eigener Versuchsergebnisse mit Vorhersageergebnissen des korrigierten und unkorrigierten Gradientenkonzeptes	146
6.8	Vergleich eigener Versuchsergebnisse mit Vorhersageergebnissen des korrigierten und unkorrigierten Gradientenkonzeptes unter Berücksichtigung von technologischem Einfluss und Größeneinfluss	148
6.9	Vergleich der Versuchsergebnisse nach [106] mit Vorhersageergebnissen des korrigierten und unkorrigierten Gradientenkonzeptes unter Berücksichtigung von technologischem Einfluss und Größeneinfluss	150
6.10	Vergleich der Versuchsergebnisse unter Umlaufbiegung nach [84] mit Vorhersageergebnissen des korrigierten und unkorrigierten Gradientenkonzeptes unter Berücksichtigung von technologischem Einfluss und Größeneinfluss	151
6.11	Vergleich der Versuchsergebnisse nach [11] unter Zug-Druck mit Vorhersageergebnissen des korrigierten und unkorrigierten Gradientenkonzeptes unter Berücksichtigung des statistischen Größeneinflusses	154
6.12	Vergleich der Versuchsergebnisse unter Zug-Druck nach [84] mit Vorhersageergebnissen des korrigierten und unkorrigierten Gradientenkonzeptes unter Berücksichtigung von technologischem Einfluss und Größeneinfluss .	155
A.1	FE-Berechnungsergebnisse des Probenprogrammes und Versuchsdaten nach [11]	170
A.2	FE-Berechnungsergebnisse des Probenprogrammes und Versuchsdaten nach [106]	170
C.1	Wöhlerversuche unter Zug-Druck-Belastung bei $\chi^* = 0mm^{-1}$	175
C.2	Wöhlerversuche unter Zug-Druck-Belastung bei $\chi^* = 0.23mm^{-1}$	176
C.3	Wöhlerversuche unter Zug-Druck-Belastung bei $\chi^* = 0.53mm^{-1}$	177
C.4	Wöhlerversuche unter Umlaufbiegebelastung bei $\chi^* = 0.2mm^{-1}$	177
C.5	Wöhlerversuche unter Umlaufbiegebelastung bei $\chi^* = 0.2mm^{-1}$	178
C.6	Wöhlerversuche unter Umlaufbiegebelastung bei $\chi^* = 0.2mm^{-1}$	179
C.7	Wöhlerversuche unter Umlaufbiegebelastung bei $\chi^* = 0.2mm^{-1}$	180
C.8	Wöhlerversuche unter Umlaufbiegebelastung bei $\chi^* = 0.2mm^{-1}$	180
C.9	Wöhlerversuche unter Umlaufbiegebelastung bei $\chi^* = 0.2mm^{-1}$	181
C.10	Wöhlerversuche unter Umlaufbiegebelastung bei $\chi^* = 0.2mm^{-1}$	181
C.11	Wöhlerversuche unter Umlaufbiegebelastung bei $\chi^* = 0.5mm^{-1}$	182
C.12	Wöhlerversuche unter Umlaufbiegebelastung bei $\chi^* = 2.95mm^{-1}$	183
C.13	Wöhlerversuche unter Umlaufbiegebelastung bei $\chi^* = 0.2mm^{-1}$	183
C.14	Wöhlerversuche unter Umlaufbiegebelastung bei $\chi^* = 0.2mm^{-1}$	184
C.15	Wöhlerversuche unter Umlaufbiegebelastung bei $\chi^* = 0.2mm^{-1}$	185
C.16	Wöhlerversuche unter Umlaufbiegebelastung bei $\chi^* = 0.2mm^{-1}$	185
C.17	Wöhlerversuche unter Achsialbiegebelastung bei $\chi^* = 0.2mm^{-1}$	186
C.18	Wöhlerversuche unter Achsialbiegebelastung bei $\chi^* = 0.2mm^{-1}$	187

Anhang A

Verwendete Versuchsdaten aus der Literatur

Verwendete Versuchsdaten aus der Literatur

Versuchsreihe	\emptyset	χ^*	K_t	$\sigma_{N,50\%}$	$\sigma_{k,50\%}$	k	V_σ	A_σ
–	[mm]	[mm^{-1}]	–	[MPa]	[MPa]	–	[mm^3]	[mm^2]
w1	7	0.12	1.04	469.6	489.3	19.7	308.46	238.29
w2	20	0.04	1.04	402.5	418.6	18.7	8233.25	2160.56
w3	38	0.02	1.04	392.3	407.7	16.7	62777.12	8466.61
x1	6.96	3.02	2.01	252.0	506.2	18.7	0.16	8.00
x2	20.82	1.01	2.00	236.5	473.4	13.8	6.48	84.14
x3	38.63	0.55	2.01	227.7	457.3	16.2	31.12	264.42
y1	6.99	17.98	4.44	128.2	568.8	23.1	0.004	1.51
y2	20.9	7.83	5.05	104.6	528.0	18.7	0.09	11.47
y3	38.33	4.47	5.14	98.5	506.5	20.1	0.43	34.99
y4	59.32	3.30	5.33	88.7	473.0	26.7	0.87	67.96
y5	80.13	2.27	5.15	81.1	417.8	14.9	5.77	176.31

Tabelle A.1: FE-Berechnungsergebnisse des Probenprogrammes und Versuchsdaten nach [11]

Versuchsreihe	\emptyset	χ^*	K_t	$\sigma_{N,50\%}$	$\sigma_{k,50\%}$	k	V_σ	A_σ
–	[mm]	[mm^{-1}]	–	[MPa]	[MPa]	–	[mm^3]	[mm^2]
7_1	7	0.31	1.01	463.0	465.4	29.1	71.35	590.75
10_1	10	0.23	1.01	436.0	439.5	25.1	275.17	1428.68
20_1	20	0.29	1.01	421.0	425.4	15.9	1707.13	3100.38
38_1	38	0.07	1.02	371.0	378.7	13.3	12333.47	10258.68
80_1	80	0.05	1.06	392.0	414.2	35.6	5017.30	6590.29
7_2	6.8	4.23	1.84	301.0	554.4	11.1	0.26	7.81
20_2	20	1.59	1.80	258.0	464.3	11.2	99.51	64.58
38_2	38	0.84	1.83	234.0	428.5	21.2	13.75	167.20
80_2	80	0.42	1.88	228.0	429.0	29.2	73.83	616.33
100_2	100	0.33	1.87	224.0	417.8	43.4	78.93	789.12
10_5	10	21.33	4.56	123.0	560.4	20.8	0.01	1.88
20_5	20	11.76	4.76	124.0	589.9	41.5	0.02	5.03
35_5	35	8.55	5.35	81.0	433.8	8.1	0.74	27.28
80_5	80	3.06	5.71	98.0	559.9	21.2	2.65	103.72
100_5	100	2.60	6.08	82.0	498.5	11.4	11.81	206.77

Tabelle A.2: FE-Berechnungsergebnisse des Probenprogrammes und Versuchsdaten nach [106]

Anhang B

Konzepte für Synthetische Wöhlerlinien

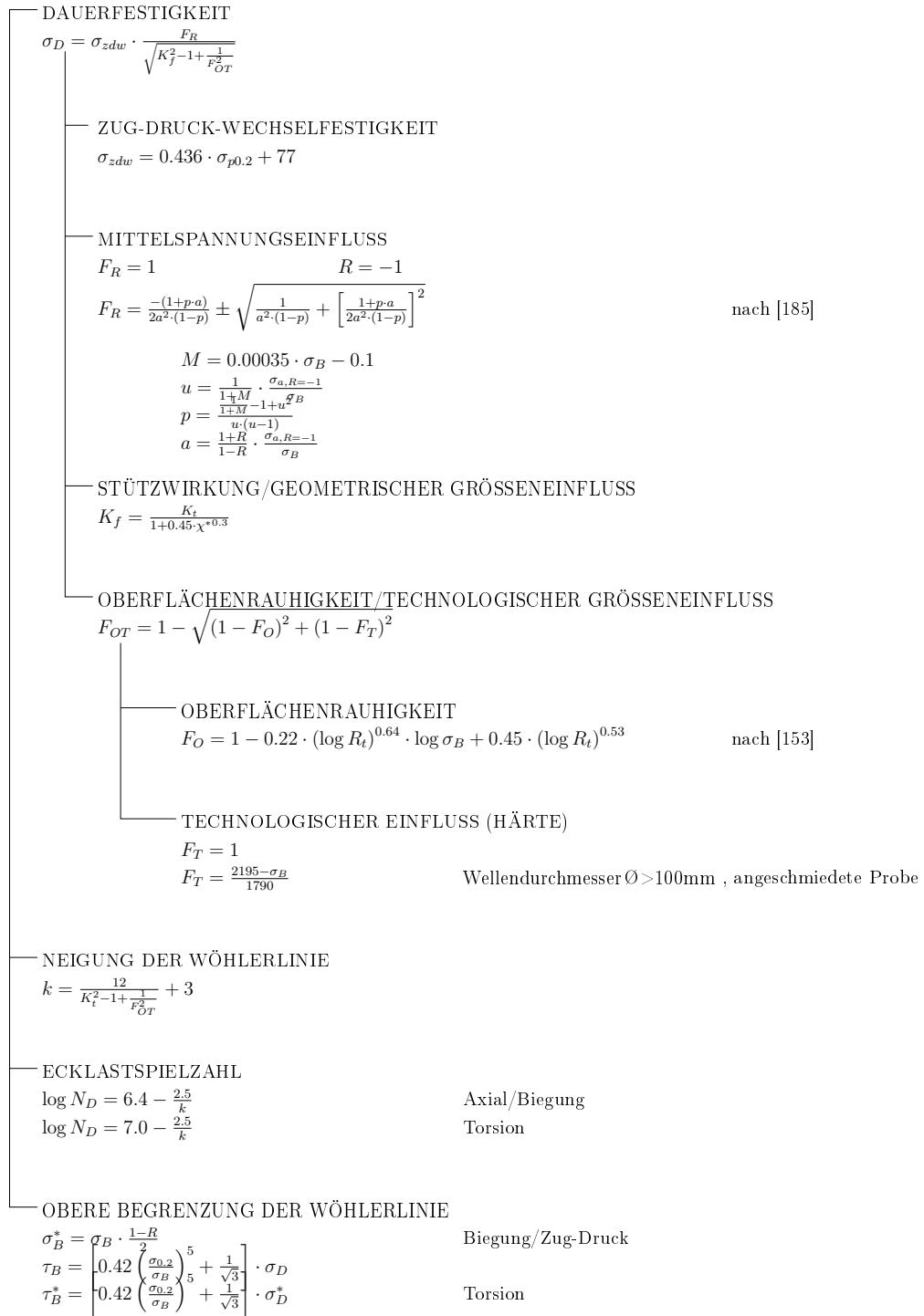


Abbildung B.1: Modell für synthetische Wöhlerlinien nach [60]

Konzepte für Synthetische Wöhlerlinien

DAUERFESTIGKEIT		
$\sigma_D = \sigma_{zdw} \cdot F_{ub} \cdot F_R \cdot \sqrt{n^2 - 1 + F_{OT}^2}$		
ZUG-DRUCK-WECHSELFESTIGKEIT (Axial/Biegung)		
$\sigma_{zdw} = 0.44 \cdot \sigma_{p0.2} + 100$	Stahl	bei $\sigma_{p0.2} \geq 1700MPa \leftarrow \sigma_{p0.2} = 1700MPa$ einsetzen!!
$\sigma_{zdw} = 0.44 \cdot \sigma_{p0.2} + 75$	GGG, GT	bei $\sigma_{p0.2} \geq 400MPa \leftarrow \sigma_{p0.2} = 400MPa$ einsetzen!!
$\sigma_{zdw} = 0.27 \cdot \sigma_B + 85$	GS	
$\sigma_{zdw} = 0.39 \cdot \sigma_B$	GG	
ZUG-DRUCK-WECHSELFESTIGKEIT (Schub)		
$\sigma_{zdw} = 0.58 \cdot (0.44 \cdot \sigma_{p0.2} + 100)$	Stahl	bei $\sigma_{p0.2} \geq 1700MPa \leftarrow \sigma_{p0.2} = 1700MPa$ einsetzen!!
$\sigma_{zdw} = 0.65 \cdot (0.44 \cdot \sigma_{p0.2} + 75)$	GGG	bei $\sigma_{p0.2} \geq 400MPa \leftarrow \sigma_{p0.2} = 400MPa$ einsetzen!!
$\sigma_{zdw} = 0.75 \cdot (0.44 \cdot \sigma_{p0.2} + 75)$	GT	
$\sigma_{zdw} = 0.58 \cdot (0.27 \cdot \sigma_B + 85)$	GS	
$\sigma_{zdw} = 0.85 \cdot (0.39 \cdot \sigma_B)$	GG	
SONDERFALL UMLAUFBIEGUNG		
$F_{ub} = 1.05 \cdot \left(\frac{\sigma_{p0.2}}{200}\right)^0 \cdot 0.0202$		
MITTELSPANNUNGSEINFLUSS		
$F_R = \overline{F_R}$	für $f_{FR} \leq 1$	
$F_R = \frac{\overline{F_R}}{f_{FR}}$	für $f_{FR} \leq > 1$	
$\overline{F_R} = 1$	für $R = -1$	
$\overline{F_R} = \frac{1}{1-M}$	für $R > 1$	
$\overline{F_R} = \frac{1}{1+\frac{M \cdot \overline{F_R}}{R}}$	für $R < 0$	
$\overline{F_R} = \frac{1}{1+\frac{M}{3} \cdot \left(\frac{1+R}{R}\right)}$	für $0 \leq R < 0.5$	
$\overline{F_R} = \frac{1 - \frac{M}{3} \cdot \frac{1+R}{R}}{3 \cdot (1+M)^2}$	für $0.5 \leq R < 1$	
$M = 0.00035 \cdot \sigma_B - 0.1$		
$M = 0.00035 \cdot \sigma_B + 0.05$		
$M = 0.00035 \cdot \sigma_B + 0.08$		
$M = 0.00035 \cdot \sigma_B + 0.13$		
$M = 0.5$		
$f_{FR} = \frac{\overline{F_R} \cdot \sigma_{zdw} \cdot F_{ub} \cdot \sqrt{n^2 - 1 + F_{OT}^2} \cdot \frac{1-R}{2} + \overline{F_R} \cdot \sigma_{zdw} \cdot F_{ub} \cdot \sqrt{n^2 - 1 + F_{OT}^2}}{\sigma_B \cdot K_p}$		
STÜTZWIRKUNG/GEOMETRISCHER GRÖSSENEINFLUSS (Axial/Biegung)		
$n = 1 + \chi^* \cdot 10^{-\frac{\sigma_B}{2700}}$		
$n = 1 + \chi^* \cdot 10^{0.25 - \frac{\sigma_B}{2000}}$		
$n = 1 + \chi^* \cdot 10^{0.45 - \frac{\sigma_B}{3200}}$		
$n = 1 + \chi^* \cdot 10^{0.55 - \frac{\sigma_B}{3200}}$		
$n = 1 + \sqrt{\chi^*} \cdot 10^{-0.5 - \frac{\sigma_B}{2700}}$		
$n = 1 + \sqrt{\chi^*} \cdot 10^{-0.25 - \frac{\sigma_B}{2000}}$		
$n = 1 + \sqrt{\chi^*} \cdot 10^{-0.05 - \frac{\sigma_B}{3200}}$		
$n = 1 + \sqrt{\chi^*} \cdot 10^{0.05 - \frac{\sigma_B}{3200}}$		
$n = 1 + \sqrt[3]{\chi^*} \cdot 10^{-0.5 - \frac{\sigma_B}{2700}}$		
$n = 1 + \sqrt[3]{\chi^*} \cdot 10^{-0.25 - \frac{\sigma_B}{2000}}$		
$n = 1 + \sqrt[3]{\chi^*} \cdot 10^{-0.05 - \frac{\sigma_B}{3200}}$		
$n = 1 + \sqrt[3]{\chi^*} \cdot 10^{0.05 - \frac{\sigma_B}{3200}}$		
STÜTZWIRKUNG/GEOMETRISCHER GRÖSSENEINFLUSS (Schub)		
Gleichungen wie für Axial/Biegung, allerdings mit		
$\sigma_B \rightarrow$	$0.58 \cdot \sigma_B$	
	$0.65 \cdot \sigma_B$	
	$0.75 \cdot \sigma_B$	
	$0.58 \cdot \sigma_B$	

Abbildung B.2: Modell für synthetische Wöhlerlinien nach [9] (...)

<p>OBERFLÄCHENRAUHIGKEIT/TECHNOLOGISCHER GRÖSSENEINFLUSS</p> <p>F_{OT} identisch wie bei [60]</p>	
<p>OBERFLÄCHENRAUHIGKEIT</p>	
$F_O = \overline{F_O}(R_z)$	Stahl
$F_O = \frac{\overline{F_O}(R_z)}{\overline{F_O}(10)}$	GS, GGG, GT, GG
$\overline{F_O} = 1$	für $R_z \leq 1$
$\overline{F_O} = 1 - 0.22 \cdot \lg R_z \cdot \lg \frac{2 \cdot \sigma_B}{400}$	Stahl
$\overline{F_O} = 1 - 0.2 \cdot \lg R_z \cdot \lg \frac{2 \cdot \sigma_B}{400}$	GS
$\overline{F_O} = 1 - 0.16 \cdot \lg R_z \cdot \lg \frac{2 \cdot \sigma_B}{400}$	GGG
$\overline{F_O} = 1 - 0.12 \cdot \lg R_z \cdot \lg \frac{2 \cdot \sigma_B}{350}$	GT
$\overline{F_O} = 1 - 0.06 \cdot \lg R_z \cdot \lg \frac{2 \cdot \sigma_B}{100}$	GG
$\overline{F_O} = 1 - 0.22 \cdot 0.58 \cdot \lg R_z \cdot \lg \frac{2 \cdot \sigma_B}{400}$	Stahl
$\overline{F_O} = 1 - 0.2 \cdot 0.58 \cdot \lg R_z \cdot \lg \frac{2 \cdot \sigma_B}{400}$	GS
$\overline{F_O} = 1 - 0.16 \cdot 0.65 \cdot \lg R_z \cdot \lg \frac{2 \cdot \sigma_B}{400}$	GGG
$\overline{F_O} = 1 - 0.12 \cdot 0.75 \cdot \lg R_z \cdot \lg \frac{2 \cdot \sigma_B}{350}$	GT
$\overline{F_O} = 1 - 0.06 \cdot 0.85 \cdot \lg R_z \cdot \lg \frac{2 \cdot \sigma_B}{100}$	GG
<p>TECHNOLOGISCHER EINFLUSS (HÄRTE)</p> <p>F_T identisch wie bei [60]</p>	
<p>NEIGUNG DER WÖHLERLINIE</p>	
$k = \frac{16}{\left(\frac{K_p \cdot \sigma_{p0.2}}{\sigma_{zdw} \cdot F_{ub} \cdot \sqrt{n^2 - 1 + \frac{1}{F_{OT}^2}}} \right)^{1.7} + 3}$	Stahl
$k = \frac{14}{\left(\frac{K_p \cdot \sigma_{p0.2}}{\sigma_{zdw} \cdot F_{ub} \cdot \sqrt{n^2 - 1 + \frac{1}{F_{OT}^2}}} \right)^2 + 5.5}$	GS
$k = \frac{20}{\left(\frac{K_p \cdot \sigma_{p0.2}}{\sigma_{zdw} \cdot F_{ub} \cdot \sqrt{n^2 - 1 + \frac{1}{F_{OT}^2}}} \right)^2 + 5.5}$	GGG, GT, GG
<p>ECKLASTSPIELZAHL (Axial/Biegung)</p>	
$\log N_D = 10^{(6.4 - \frac{2.5}{k})} + 1.53 \cdot 10^{6 - \left[\frac{\lg(k-1.9)}{\lg 1.6} \right]^3}$	Stahl
$\log N_D = 10^{(6.8 - \frac{3.6}{k})}$	GS
$\log N_D = 10^{(6.4 - \frac{2.5}{k})} + 6.51 \cdot 10^{5 - \left[\frac{\lg(k-4.4)}{\lg 1.4} \right]^3}$	GGG
$\log N_D = 10^{(6.4 - \frac{2.5}{k})}$	GT, GG
<p>ECKLASTSPIELZAHL (Schub)</p>	
$\log N_D = 10^{(7 - \frac{2.5}{k})}$	Stahl, GGG, GT, GG
$\log N_D = 10^{(7.5 - \frac{2.5}{k})}$	GS
<p>OBERE BEGRENZUNG DER WÖHLERLINIE</p>	
$\sigma_B^* = \sigma_B \cdot K_p \cdot \frac{1-R}{2}$	für $-1 \leq R < 1$
$\sigma_B^* = \sigma_B \cdot K_p \cdot \frac{R-1}{2R}$	für $R < -1$ oder $R > 1$
<p>PLASTISCHE GRENZLAST</p>	
$\sigma_p = \sigma_{p0.2} \cdot K_p \cdot \frac{1-R}{2}$	für $-1 \leq R < 1$
$\sigma_p = \sigma_{p0.2} \cdot K_p \cdot \frac{1-R}{2}$	für $R < -1$ oder $R > 1$

Abbildung B.3: Modell für synthetische Wöhlerlinien nach [9] (Fortsetzung)

Anhang C

Einzelergebnisse der Wöhlerversuche

C.1 Zug-Druck-Belastung $\varnothing 7.5$ mm

Tabelle C.1: Wöhlerversuche unter Zug-Druck-Belastung
bei $\chi^* = 0mm^{-1}$

Versuchsreihe	ZD0750120mepz	Schmelze	Charge	302282 1	
Beanspruchung	Zug-Druck	R	$ K_t \chi^* \varnothing$	-1 1.02 0.04 7.5mm	
Prüfmaschine	Instron 8802	Durchführung		Dr. Godor/AMUL	
Rauhigkeit	0.1-0.2 μm	Oberfläche		elektropoliert	
Probe Nr.	f [Hz]	F_{ges} [kN]	S_a [MPa]	LW [-]	Bemerkung
E1-01	25	29	656.43	71678	
E1-02	25	25	565.88	117741	
E1-03	25	23	520.61	2000000	
E1-04	25	24	543.25	2000000	
E1-05	25	25	565.88	288301	
E1-06	25	25	565.88	160608	
E1-07	25	25	565.88	155692	
E1-08	25	29	656.43	63609	
E1-09	25	24	543.25	309957	
E1-10	25	24	543.25	165830	
E1-11	25	24	543.25	221770	
E1-12	25	24	543.25	2000000	
E1-13	25	23	520.61	250368	
E1-14	25	23	520.61	180020	
E1-15	25	22	497.98	2000000	
E1-16	25	22	497.98	2000000	
E1-17	25	23	520.61	253945	
E1-18	25	24	543.25	2000000	
E1-19	25	23	520.61	2000000	
Fortsetzung folgt ...					

Einzelergbnisse der Wöhlerversuche

Probe Nr.	f [Hz]	F_{ges} [kN]	S_a [MPa]	LW [-]	Bemerkung
E1-20	25	29	656.43	67719	
E1-21	25	22	497.98	2000000	

Tabelle C.2: Wöhlerversuche unter Zug-Druck-Belastung
bei $\chi^* = 0.23mm^{-1}$

Versuchsreihe	ZD07502120mep		Schmelze Charge	302282 1	
Beanspruchung	Zug-Druck		R K_t χ^* \emptyset	-1 1.1 0.16 7.5mm	
Prüfmaschine	Instron 8802		Durchführung	Dr. Godor/AMUL	
Rauhigkeit	0.1-0.2 μm		Oberfläche	elektropoliert	
Probe Nr.	f [Hz]	F_{ges} [kN]	S_a [MPa]	LW [-]	Bemerkung
E2-01	22	22	547.78	2000000	
E2-02	22	23	572.67	167638	
E2-03	22	22	547.78	2000000	
E2-04	22	22	547.78	2000000	
E2-05	22	23	572.67	2000000	
E2-06	22	29	722.07	50113	
E2-07	22	23	572.67	2000000	
E2-08	22	29	722.07	50385	
E2-09	22	25	622.47	142572	
E2-10	22	24	597.57	196814	
E2-11	22	24	597.57	244006	
E2-12	22	29	722.07	44811	
E2-13	22	24	597.57	2000000	
E2-14	22	25	622.47	161407	
E2-15	22	23	572.67	2000000	
E2-16	22	25	622.47	89397	konisch
E2-17	22	25	622.47	107424	
E2-18	22	24	597.57	169462	
E2-19	22	24	597.57	431155	
E2-20	22	24	597.57	253734	

Einzelergebnisse der Wöhlerversuche

Tabelle C.3: Wöhlerversuche unter Zug-Druck-Belastung
bei $\chi^* = 0.53\text{mm}^{-1}$

Versuchsreihe	ZD07505120mep	Schmelze Charge	302282 1		
Beanspruchung	Zug-Druck	R K_t χ^* \emptyset	-1 1.33 0.53 7.5mm		
Prüfmaschine	Instron 8802	Durchführung	Dr. Godor/AMUL		
Rauhigkeit	0.1-0.2 μm	Oberfläche	elektropoliert		
Probe Nr.	f [Hz]	F_{ges} [kN]	S_a [MPa]	LW [-]	Bemerkung
E3-01	22	29	873.05	22756	Maschinenstop bei 1.410.676
E3-02	22	23	692.42	89665	
E3-03	22	21	632.21	88128	
E3-04	22	19	572.00	2000000	
E3-05	22	20	602.10	2000000	
E3-06	22	21	632.21	89803	
E3-07	22	23	692.42	58698	
E3-08	22	20	602.10	2000000	
E3-11	22	19	572.00	2000000	
E3-12	22	20	602.10	375184	
E3-13	22	21	632.21	199352	
E3-14	22	23	692.42	89160	
E3-15	22	21	632.21	166249	
E3-16	22	20	602.10	2000000	
E3-17	22	19	572.00	2000000	
E3-18	22	29	873.05	24037	

C.2 Umlaufbiegebelastung $\emptyset 10$ mm

Tabelle C.4: Wöhlerversuche unter Umlaufbiegebelastung
bei $\chi^* = 0.2\text{mm}^{-1}$

Versuchsreihe	UB10002120mmpz	Schmelze Charge	302282 1		
Beanspruchung	Umlaufbiegung	R K_t χ^* \emptyset	-1 1.01 0.25 10mm		
Prüfmaschine	AMB-UB10	Durchführung	Dr. Godor/AMUL		
Rauhigkeit	0.1-0.2 μm	Oberfläche	mechanisch poliert		
Probe Nr.	f [Hz]	m_{ges} [kg]	S_a [MPa]	LW [-]	Bemerkung
U1	60		580	3000000	
U1/2	60		692	143650	
Fortsetzung folgt ...					

Einzelergebnisse der Wöhlerversuche

Probe Nr.	f [Hz]	m_{ges} [kg]	S_a [MPa]	LW [-]	Bemerkung
U2	60		599.5	3000000	
U4	60		645.5	199160	
U5	60		692	187090	
U6	60		590	3000000	
U7	60		608	3000000	
U8	60		645.5	187160	
U9	60		645.5	828350	
U10	60		726	137760	
U11	60		645.5	484210	
U12	60		608	490560	
U13	60		726	149670	
U14	60		608	233440	
U15	60		599.5	3000000	
U15/2	60		608	3000000	
U16	60		599.5	3000000	
U16/2	60		726	99820	
U17	60		590	3000000	
U17/2	60		645.5	350820	
U18	60		608	1450000	
U18/2	60		608	1065640	
U19	60		599.5	3000000	
U19/2	60		692	186730	
U20	60		692	101910	

Tabelle C.5: Wöhlerversuche unter Umlaufbiegebelastung bei $\chi^* = 0.2mm^{-1}$

Versuchsreihe	UB10002225mmpz		Schmelze Charge	732987 2	
Beanspruchung	Umlaufbiegung		R K_t \(\chi^*\) \(\varnothing\)	-1 1.01 0.25 10mm	
Prüfmaschine	AMB-UB10		Durchführung	Dr. Godor/AMUL	
Rauigkeit	0.1-0.2 μm		Oberfläche	mechanisch poliert	
Probe Nr.	f [Hz]	m_{ges} [kg]	S_a [MPa]	LW [-]	Bemerkung
S2-U1	62	76.85	654.6	182710	
S2-U2	62	71.85	612	10000000	
S2-U3	62	69.3	590.3	10000000	Schaftbruch bei 6.076.080
S2-U4	62	69.3	590.3	10000000	Schaftbruch bei 2.766.900
S2-U6	62	69.3	590.3	10000000	Schaftbruch bei 6.528.400
S2-U7	62	71.85	612	10000000	Schaftbruch bei 2.114.450
S2-U9	62	74.85	637.6	309460	
S2-U10	62	76.85	654.6	217360	
Fortsetzung folgt ...					

Einzelergebnisse der Wöhlerversuche

Probe Nr.	f [Hz]	m_{ges} [kg]	S_a [MPa]	LW [-]	Bemerkung
S2-U11	62	71.85	612	390150	
S2-U12	62	71.85	612	428300	
S2-U13	62	71.85	612	160480	
S2-U14	62	74.85	637.6	262930	

Tabelle C.6: Wöhlerversuche unter Umlaufbiegebelastung bei $\chi^* = 0.2mm^{-1}$

Versuchsreihe	UB10002225mepz		Schmelze Charge	732987 2	
Beanspruchung	Umlaufbiegung		R K_t χ^* \emptyset	-1 1.01 0.25 10mm	
Prüfmaschine	AMB-UB10		Durchführung	Dr. Godor/AMUL	
Rauhigkeit	0.1-0.2 μm		Oberfläche	elektropoliert	
Probe Nr.	f [Hz]	m_{ges} [kg]	S_a [MPa]	LW [-]	Bemerkung
U3-1	62	67.2	572.4	467050	
U3-1a	62	71.85	612	192810	
U3-2a	62	69.3	590.3	521370	
U3-3	62	69.3	590.3	372250	
U3-4	62	62.3	530.7	10000000	Schaftbruch bei 7.620.000
U3-5	62	62.3	530.7	366670	
U3-6	62	65.3	556.2	10000000	Schaftbruch bei 6.828.520
U3-7	62	62.3	530.7	10000000	Schaftbruch bei 5.670.000
U3-8	62	60.75	517.5	10000000	
U3-9	62	65.3	556.2	295820	
U3-10	62	60.75	517.5	10000000	Schaftbruch bei 2.121.590
U3-11	62	71.85	612	133680	
U3-12	62	71.85	612	224040	
U3-13	62	60.75	517.5	10000000	
U3-14	62	62.3	530.7	10000000	Schaftbruch bei 1.099.590
U3-15	62	62.3	530.7	776800	
U3-16	62	62.3	530.7	10000000	Schaftbruch bei 8.380.710
U3-17	62	69.3	590.3	212430	
U3-18	62	65.3	556.2	286540	

Einzelergbnisse der Wöhlerversuche

Tabelle C.7: Wöhlerversuche unter Umlaufbiegebelastung bei $\chi^* = 0.2mm^{-1}$

Versuchsreihe	UB10002280rmpz		Schmelze Charge	732987 2	
Beanspruchung	Umlaufbiegung		R K_t χ^* \emptyset	-1 1.01 0.25 10mm	
Prüfmaschine	AMB-UB10		Durchführung	Dr. Godor/AMUL	
Rauhigkeit	0.1-0.2 μm		Oberfläche	mechanisch poliert	
Probe Nr.	f [Hz]	m_{ges} [kg]	S_a [MPa]	LW [-]	Bemerkung
UBR2-1	70	69.3	512.43	3000000	
UBR2-2	70	65.4	483.59	3000000	
UBR2-3	70	84.2	622.61	86700	
UBR2-5	70	73.3	542.01	728100	
UBR2-6	70	73.3	542.01	470280	
UBR2-7	70	82.8	612.25	125710	
UBR2-8	70	69.3	512.43	1930170	
UBR2-9	70	65.4	483.59	3000000	
UBR2-10	70	73.3	542.01	889320	
UBR2-11	70	69.3	512.43	226370	
UBR2-12	70	69.3	512.43	239280	
UBR2-13	70	65.4	483.59	3000000	
UBR2-14	70	82.8	612.25	146700	
UBR2-15	70	84.2	622.61	105360	
UBR2-16	70	84.2	622.61	111610	
UBR2-17	70	82.8	612.25	147170	
UBR2-EP1	70	73.3	542.01	299400	
UBR2-EP2	70	73.3	542.01	255550	elektropoliert

Tabelle C.8: Wöhlerversuche unter Umlaufbiegebelastung bei $\chi^* = 0.2mm^{-1}$

Versuchsreihe	UB10002280mmpz		Schmelze Charge	732987 2	
Beanspruchung	Umlaufbiegung		R K_t χ^* \emptyset	-1 1.01 0.25 10mm	
Prüfmaschine	AMB-UB10		Durchführung	Dr. Godor/AMUL	
Rauhigkeit	0.1-0.2 μm		Oberfläche	mechanisch poliert	
Probe Nr.	f [Hz]	m_{ges} [kg]	S_a [MPa]	LW [-]	Bemerkung
UBM2-1	75	65.4	483.59	854270	wieder eingesetzt
UBM2-2	75	62.4	461.41	1606020	
UBM2-3	75	59.4	439.23	3000000	
UBM2-3	75	82.8	612.25	106970	
UBM2-4	75	62.4	461.41	2027350	

Einzelerggebnisse der Wöhlerversuche

Tabelle C.9: Wöhlerversuche unter Umlaufbiegebelastung bei $\chi^* = 0.2mm^{-1}$

Versuchsreihe	UB10002280rmp		Schmelze Charge	732987 2	
Beanspruchung	Umlaufbiegung		$R K_t \chi^* \emptyset$	-1 1.01 0.23 10mm	
Prüfmaschine	AMB-UB10		Durchführung	Dr. Godor/AMUL	
Rauhigkeit	0.1-0.2 μm		Oberfläche	mechanisch poliert	
Probe Nr.	f [Hz]	m_{ges} [kg]	S_a [MPa]	LW [-]	Bemerkung
UBR1-1	50	88.2	641.17	64340	Schaftbruch bei 2.691.340
UBR1-2	50	84.2	612.09	112840	
UBR1-3	50	74.3	540.12	514440	
UBR1-4	50	70.4	511.77	3000000	
UBR1-5	50	74.3	540.12	279800	
UBR1-6	50	70.4	511.77	3000000	
UBR1-7	50	74.3	540.12	438010	
UBR1-8	50	70.4	511.77	302240	
UBR1-9	50	66.4	482.69	3000000	
UBR1-10	50	66.4	482.69	3000000	
UBR1-11	50	66.4	482.69	3000000	ungewöhnlicher Bruch
UBR1-12	50	84.2	612.09	192200	
UBR1-13	50	84.2	612.09	93170	beschädigt
UBR1-14	50	88.2	641.17	83.660	
UBR1-15	50	88.2	641.17	83400	
UBR1-16					
UBR1-17	50	84.2	612.09	66170	elektropoliert
UBR1-20	50	74.3	540.12	388910	
UBR1-21	50	70.4	511.77	939670	
UBR1-EP1	50	74.3	540.12	132510	elektropoliert
UBR1-EP2	50	74.3	540.12	228370	elektropoliert

Tabelle C.10: Wöhlerversuche unter Umlaufbiegebelastung bei $\chi^* = 0.2mm^{-1}$

Versuchsreihe	UB10002280mmp		Schmelze Charge	732987 2	
Beanspruchung	Umlaufbiegung		$R K_t \chi^* \emptyset$	-1 1.01 0.23 10mm	
Prüfmaschine	AMB-UB10		Durchführung	Dr. Godor/AMUL	
Rauhigkeit	0.1-0.2 μm		Oberfläche	mechanisch poliert	
Probe Nr.	f [Hz]	m_{ges} [kg]	S_a [MPa]	LW [-]	Bemerkung
UBM1-1	50	63.4	460.88	1280560	
UBM1-2	50	59.9	435.44	3000000	
Fortsetzung folgt ...					

Einzelergebnisse der Wöhlerversuche

Probe Nr.	f [Hz]	m_{ges} [kg]	S_a [MPa]	LW [-]	Bemerkung
UBM1-2	50	84.2	612.09	109050	wiedereingesetzt
UBM1-3	50	66.4	482.69	946870	
UBM1-4	50	66.4	482.69	1012470	
UBM1-5	50	63.4	460.88	3000000	
UBM1-5	50	84.2	612.09	155830	wiedereingesetzt
UBM1-6	50	59.9	435.44	3000000	
UBM1-6	50	84.2	612.09	69380	wiedereingesetzt

Tabelle C.11: Wöhlerversuche unter Umlaufbiegebelastung bei $\chi^* = 0.5mm^{-1}$

Versuchsreihe	UB10005120mmp		Schmelze Charge	302282 1	
Beanspruchung	Umlaufbiegung		$R K_t \chi^* \emptyset$	-1 1.13 0.54 10mm	
Prüfmaschine	AMB-UB10		Durchführung	Dr. Godor/AMUL	
Rauhigkeit	0.1-0.2 μm		Oberfläche	mechanisch poliert	
Probe Nr.	f [Hz]	m_{ges} [kg]	S_a [MPa]	LW [-]	Bemerkung
UK2	52		602.8	3000000	
UK3	52		612.15	3000000	
UK4	52		761.2	98400	
UK5	52		612.15	3000000	
UK6	52		621.5	470000	
UK8	52		602.8	3000000	
UK9	52		761.2	64780	
UK10	52		668.8	434140	
UK11	52		621.5	3000000	
UK11	52		761.2	90920	
UK12	52		668.8	205260	
UK13	52		668.8	161380	
UK14	52		761.2	91160	
UK15	52		612.15	3000000	
UK16	52		621.5	704820	
UK17	52		621.5	3000000	
UK18	52		593.45	3.000000	
UK19	52		668.8	569780	
UK20	52		621.5	276010	

Einzelerggebnisse der Wöhlerversuche

Tabelle C.12: Wöhlerversuche unter Umlaufbiegebelastung bei $\chi^* = 2.95\text{mm}^{-1}$

Versuchsreihe	UB10029225mmp		Schmelze Charge	732987 2	
Beanspruchung	Umlaufbiegung		$R K_t \chi^* \emptyset$	-1 1.83 2.95 10mm	
Prüfmaschine	AMB-UB10		Durchführung	Dr. Godor/AMUL	
Rauhigkeit	0.1-0.2 μm		Oberfläche	mechanisch poliert	
Probe Nr.	f [Hz]	m_{ges} [kg]	S_a [MPa]	LW [-]	Bemerkung
UK2-01	60		1106.56	15920	wiedereingesetzt
UK2-02	60		959.5	29340	
UK2-03	60		812.63	46800	
UK2-04	60		665.39	3000000	
UK2-04	60		742.2	376780	
UK2-05	60		711.62	346190	
UK2-06	60		680.68	1164770	
UK2-07	60		680.68	434170	
UK2-08	60		665.39	3000000	
UK2-08	60		812.63	132470	
UK2-09	60		711.62	246970	
UK2-10	60		711.62	293450	
UK2-11	60		665.39	3000000	
UK2-11	60		812.63	106870	
UK2-12	60		680.68	3000000	
UK2-12	60		959.5	70460	

Tabelle C.13: Wöhlerversuche unter Umlaufbiegebelastung bei $\chi^* = 0.2\text{mm}^{-1}$

Versuchsreihe	UB10005280rmp		Schmelze Charge	732987 2	
Beanspruchung	Umlaufbiegung		$R K_t \chi^* \emptyset$	-1 1.13 0.54 10mm	
Prüfmaschine	AMB-UB10		Durchführung	Dr. Godor/AMUL	
Rauhigkeit	0.1-0.2 μm		Oberfläche	mechanisch poliert	
Probe Nr.	f [Hz]	m_{ges} [kg]	S_a [MPa]	LW [-]	Bemerkung
UBR3-1	70	59.4	494.57	3000000	
UBR3-3	70	61.4	511.23	1210530	
UBR3-4	70	79.2	659.43	77000	
UBR3-5	70	68.4	569.51	383010	
UBR3-6	70	61.4	511.23	3000000	
UBR3-7	70	64.4	536.2	3000000	
UBR3-8	70	64.4	536.2	812340	
Fortsetzung folgt ...					

Einzelergebnisse der Wöhlerversuche

Probe Nr.	f [Hz]	m_{ges} [kg]	S_a [MPa]	LW [-]	Bemerkung
UBR3-9	70	59.4	494.57	3000000	
UBR3-10	70	79.2	659.43	60420	
UBR3-11	70	79.2	659.43	26900	
UBR3-12	70	68.4	569.51	421080	
UBR3-13	70	61.4	511.23	3000000	
UBR3-14	70	68.4	569.51	943840	
UBR3-15	70	59.4	494.57	3000000	
UBR3-17	70	64.4	536.2	1192210	
UBR3-EP1	70	68.4	569.51	179.190	elektropoliert
UBR3-EP2	70	68.4	569.51	197.880	elektropoliert

Tabelle C.14: Wöhlerversuche unter Umlaufbiegebelastung bei $\chi^* = 0.2mm^{-1}$

Versuchsreihe	UB10038280rmz	Schmelze	Charge	732987 2
Beanspruchung	Umlaufbiegung	R K_t χ^* \emptyset		-1 2.03 3.85 10mm
Prüfmaschine	AMB-UB10	Durchführung		Dr. Godor/AMUL
Rauhigkeit	0.1-0.2 μm	Oberfläche		mechanisch poliert

Probe Nr.	f [Hz]	m_{ges} [kg]	S_a [MPa]	LW [-]	Bemerkung
UBR4-4	70	31.7	551.87	3000000	
UBR4-5	70	33.7	586.69	654340	
UBR4-9	70	31.7	551.87	3000000	
UBR4-10	70	35.7	621.51	326280	
UBR4-12	70	59.4	1034.11	24200	
UBR4-14	70	49.5	861.76	54540	
UBR4-19	70	39.6	689.41	290090	
UBR4-EP1	70	33.8	588.43	169270	elektropoliert
UBR4-EP2	70	33.8	588.43	154160	elektropoliert
UBR4-EP3	70	33.8	588.43	371470	elektropoliert

C.3 Umlaufbiegebelastung $\varnothing 50$ mm

 Tabelle C.15: Wöhlerversuche unter Umlaufbiegebelastung bei $\chi^* = 0.2mm^{-1}$

Versuchsreihe	UB50002280mmp		Schmelze Charge	732987 2	
Beanspruchung	Umlaufbiegung		R K_t χ^* \varnothing	-1 1.35 0.24 50mm	
Prüfmaschine	Instron 8802		Durchführung	Dr. Godor/AMUL	
Rauhigkeit	0.1-0.2 μm		Oberfläche	mechanisch poliert	
Probe Nr.	f [Hz]	F_{ges} [kN]	S_a [MPa]	LW [-]	Bemerkung
UB50-01	11	25	562.34	93686	
UB50-02	12	20	449.88	2000000	
UB50-02	12	21	472.37	863481	
UB50-03	12	21	472.37	1117782	
UB50-04	12	23	517.36	147659	
UB50-05	12	23	517.36	132404	
UB50-06	12	21	472.37	563972	
UB50-07	12	20	449.88	879498	
UB50-08	12	20	449.88	428106	
UB50-09	12	19	427.38	2000000	
UB50-10	12	19	427.38	2000000	
UB50-10	12	25	562.34	102540	
UB50-11	12	25	562.34	60632	
UB50-12	12	25	562.34	104377	
UB50-13	11	21	472.37	312880	
UB50-14	11	20	449.88	2000000	
UB50-15	11	20	449.88	740599	
UB50-16	11	20	449.88	2000000	193.562 + 1.886.820

 Tabelle C.16: Wöhlerversuche unter Umlaufbiegebelastung bei $\chi^* = 0.2mm^{-1}$

Versuchsreihe	UB50005280mmp		Schmelze Charge	732987 2	
Beanspruchung	Umlaufbiegung		R K_t χ^* \varnothing	-1 1.88 0.64 50mm	
Prüfmaschine	Instron 8802		Durchführung	Dr. Godor/AMUL	
Rauhigkeit	0.1-0.2 μm		Oberfläche	mechanisch poliert	
Probe Nr.	f [Hz]	F_{ges} [kN]	S_a [MPa]	LW [-]	Bemerkung
UB50-1	12	19	580.47	120513	alte Serie, gute Proben ↓
UB50-2	12	19	580.47	102055	
UB50-3	12	15	458.27	2000000	
Fortsetzung folgt ...					

Einzelergebnisse der Wöhlerversuche

Probe Nr.	f [Hz]	F_{ges} [kN]	S_a [MPa]	LW [-]	Bemerkung
UB50-4	12	17	519.37	313142	neu oder nachbearbeitete Proben ↓ Unterbrochen bei 305000
UB50-13	12	15	458.27	2000000	
UB50-13	12	19	580.47	112007	
UB50-14	12	16	488.82	2000000	
UB50-14	12	18	549.92	291139	
UB50-15	12	16	488.82	436732	
UB50-16	12	15	458.27	2000000	
UB50-16	12	17	519.37	359907	
UB50-17	12	17	519.37	162293	
UB50-18	12	16	488.82	302653	
UB50-19	12	18	549.92	121305	
UB50-20	12	16	488.82	439436	

C.4 Achsialbiegebelastung Ø10 mm

Tabelle C.17: Wöhlerversuche unter Achsialbiegebelastung bei $\chi^* = 0.2mm^{-1}$

Versuchsreihe	AB10002120mmpz		Schmelze Charge	302282 1		
Beanspruchung	Umlaufbiegung		$R K_t \chi^* \emptyset$	-1 1.01 0.25 10mm		
Prüfmaschine	Instron 8802		Durchführung	Dr. Godor/AMUL		
Rauhigkeit	0.1-0.2 μm		Oberfläche	mechanisch poliert		
Probe Nr.	f [Hz]	F_{ges} [kN]	S_a [MPa]	LW [-]	Bemerkung	
AB10-1	5	700	623.9	2000000	bei 121480 Stromausfall	
AB10-2	5	800	713	200395		
AB10-3	5	770	686.3	248592		
AB10-5	5	750	668.5	282210		
AB10-6	5	770	686.3	155360		
AB10-7	5	700	623.9	2000000		
AB10-8	5	750	668.5	657387		
AB10-9	5	750	668.5	2000000		
AB10-10	5	770	686.3	2000000		
AB10-11	5	700	623.9	2000000		
AB10-12	5	1000	891.3	23301		
AB10-13	5	800	713	626146		
AB10-14	5	750	668.5	2000000		
AB10-16	5	770	686.3	500011		
Fortsetzung folgt ...						

Einzelergebnisse der Wöhlerversuche

Probe Nr.	f [Hz]	F_{ges} [kN]	S_a [MPa]	LW [-]	Bemerkung
AB10-17	5	1000	891.3	26162	
AB10-18	5	800	713	98231	
AB10-20	5	800	713	223549	

C.5 Achsialbiegebelastung Ø50 mm

Tabelle C.18: Wöhlerversuche unter Achsialbiegebelastung bei $\chi^* = 0.2mm^{-1}$

Versuchsreihe	AB50002280mmp		Schmelze	Charge	732987 2
Beanspruchung	Umlaufbiegung		$R K_t \chi^* \varnothing$		-1 1.35 0.24 50mm
Prüfmaschine	Instron 8802		Durchführung		Dr. Godor/AMUL
Rauigkeit	0.1-0.2 μm		Oberfläche		mechanisch poliert
Probe Nr.	f [Hz]	F_{ges} [kN]	S_a [MPa]	LW [-]	Bemerkung
AB50-01	5	30	673.17	43190	
AB50-02	5	23	516.1	200250	
AB50-03	10	20	448.78	3000000	
AB50-04	10	21.5	482.44	3000000	
AB50-05	9	23	516.1	261886	
AB50-06	9	22	493.66	361700	
AB50-07	9	21.5	482.44	3000000	
AB50-08	9	27	605.86	97500	
AB50-09	9	22	493.66	3000000	
AB50-10	9	22	493.66	3000000	
AB50-11	9	27	605.86	119148	
AB50-12	9	30	673.17	69010	
AB50-13	9	23	516.1	239100	
AB50-14	12	21.5	482.44	3000000	

Literaturverzeichnis

- [1] ABDEL-RAOUF, H.; DUQUESNAY, D.L.; TOPPER, T.H.; PLUMTREE, A. *Notch-size effects in fatigue based on surface strain redistribution and crack closure*. International Journal of Fatigue 14, No. 1, S. 57-62, 1992.
- [2] ABDEL-RAOUF, H.; TOPPER, T.H.; PLUMTREE, A. *A short fatigue crack model based on the nature of the free surface and its microstructure*. Scripta metallurgica et materialia 25, S. 597-602, 1991.
- [3] ABDEL-RAOUF, H.; TOPPER, T.H.; PLUMTREE, A. *A model for fatigue limit and short crack behaviour related to surface strain redistribution*. Fatigue Fract. Enging. Mater. Struct. 15, 9, S. 895-909, 1992.
- [4] ANDREWS, S.; SEHITOGLU, H.: *A computer model for fatigue crack growth from rough surfaces*. International Journal of Fatigue 22, S. 619-630, 2000.
- [5] BAUMGARTL, E.; UHLIG, W. *Zum Einfluß der Gefügeausbildung vergüteter Stähle auf deren Verhalten bei dynamischer Beanspruchung*. Härt.-Techn. Mitt. 22, H.1, S. 62-70, 1967.
- [6] BENTAFICHE, S.; PLUVINAGE, G.; GILGERT, J.; AZARI, Z.; BOUAMI, D.: *Notch effect in low cycle fatigue*. International Journal of Fatigue 21, S. 421-430, 1999.
- [7] BERGMANN, J. *Zur Betriebsfestigkeitsbemessung gekerbter Bauteile auf der Grundlage der örtlichen Beanspruchungen*. Dissertation, TH Darmstadt, 1983.
- [8] BERGMANN, J.; BESTE, A.: *Über neuere Methoden der Anrißlebensdauervorhersage für schwingbelastete Bauteile auf der Grundlage der örtlichen Beanspruchungen*. Zeitschrift Werkstofftechnik 8, S. 89-100, 1977.
- [9] BERGMANN, J.; THUMSER, R.: *Synthetische Wöhlerlinien für Eisenwerkstoff*. Forschungsbericht P249, Studiengesellschaft Stahlanwendung e.V., 1999.
- [10] BESTE, A. *Elastisch plastisches Spannungs-Dehnungs- und Anrißverhalten in statisch und zyklisch belasteten Kerbscheiben . Ein Vergleich zwischen experimentellen Ergebnissen und Näherungsrechnungen*. Dissertation, TH Darmstadt, 1981.
- [11] BÖHM, J. *Zur Vorhersage von Dauerschwingfestigkeiten ungekerbter und gekerbter Bauteile unter Berücksichtigung des statistischen Größeneinflusses*. Technische Universität München, 1980.

- [12] BÖHNKE, K.; FLEISCHER, H. J.: *Mikroskopische Reinheitsgradkennwerte von Edeltählen unter Berücksichtigung der Einschlussbildung und -verteilung*. Stahl und Eisen 97, S.393-402, 1977.
- [13] BOLLENRATH, F.; TROOST, A. *Wechselbeziehungen zwischen Spannungs- und Verformungsgradient, Teil 1*. Archiv EHW 21, H. 11/12, S. 431-436, 1950.
- [14] BOLLENRATH, F.; TROOST, A. *Wechselbeziehungen zwischen Spannungs- und Verformungsgradient, Teil 2: Gestalt- und Maßstabeinfluss*. Archiv EHW 22, H. 9/10, S. 327-335, 1951.
- [15] BOLLENRATH, F.; TROOST, A. *Wechselbeziehungen zwischen Spannungs- und Verformungsgradient, Teil 3*. Archiv EHW 23, H. 5/6, S. 193-201, 1952.
- [16] BOLLER, C. *Der Einfluß der Probengröße und der Oberflächenrauigkeit auf Lebensdauerabschätzungen bei Betrachtung der örtlichen Beanspruchungen*. Technische Hochschule Darmstadt, 1988.
- [17] BRÜCKNER-FOIT, A.; EHL, W.; MUNZ, D.; TROLLDENIER, B. *The size effect of microstructural implications of the weakest link model*. Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures 13, No. 3, S. 185-200, 1990.
- [18] BRINKMANN, P. *Beitrag zur Frage des Größeneinflusses, besonders bei Achswellen von Eisenbahnradsätzen*. Eisenbahntechn. Rundschau, H. 5, S. 185-193, 1970.
- [19] BUCH, A. *The Estimation of Fatigue Strength of Steels by Correlation Formulas*. Materialprüfung 8, H. 9, S. 325-330, 1966.
- [20] BUCH, A. *Auswertung und Beurteilung des Größeneinflusses bei Dauerschwingversuchen mit ungekerbten Proben und Bauteilen*. Archiv EHW 43, H. 12; S. 895-900, 1972.
- [21] BUCH, A. *Analytical Approach to Size and Notch-size Effects in Fatigue of Aircraft Material Specimens*. Mater.Sc.Eng. 15, S. 45-85, 1974.
- [22] BUCHMANN, W. *Einfluß der Querschnittsgröße auf die Dauerfestigkeit*. VDI-Zeitschrift, Bd. 87, Nr. 21/22, S. 325-327, 1943.
- [23] BUXBAUM, O. *Betriebsfestigkeit. Sichere und wirtschaftliche Bemessung schwingbruchgefährdeter Bauteile*. Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf, 1992.
- [24] CHAPETTI, M.D.; KATSURA, N.; TAGAWA, T.; MIYATA, T.: *Static strengthening and fatigue blunt-notch sensitivity in low-carbon steels*. International Journal of Fatigue 23, S. 207-214, 2001.
- [25] CHAPETTI, M.D.; KITANO, T.; TAGAWA, T.; MIYATA, T.: *Fatigue limit of blunt-notched components*. Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct. 21, S. 1525-1536, 1998.
- [26] CHOI, H.-Z.: *Residual Grinding Stresses in Hardened Steel*. Fortschrittberichte VDI, Reihe 2: Fertigungstechnik, Nr. 119, zitiert in [133], 1986.

- [27] COFFIN JR., L.F.: *A Study of the Effects of Cyclic Thermal Stresses on a Ductile Metal*. Transactions of ASME, Vol. 76, S. 931-950, 1954.
- [28] DENGEL, D. *Die Auswertung von Wöhlerergebnissen mittels der $\arcsin\sqrt{P}$ -Transformation*. TU Berlin, 1980.
- [29] DIETMANN, H. *Berechnung der Fließkurven von Bauelementen bei kleinen Verformungen*. Habilitationsschrift, Universität Stuttgart, 1968.
- [30] DIETMANN, H. *Zum Thema: Schwingfestigkeit gekerbter Bauteile*. Zeitschrift Konstruktion 37, Heft 9, S. 357, 1985.
- [31] DIN50100. *Dauerschwingversuch. Begriff, Zeichen, Durchführung, Auswertung*. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 1978.
- [32] DOMKE, W. *Werkstoffkunde und Werkstoffprüfung*. Cornelsen Girardet, 10. Auflage, Berlin, 1994.
- [33] DOWLING, N.E.: *Notched member fatigue life predictions combining crack initiation and propagation*. Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct. 2, S. 129-138, 1979.
- [34] DUCKWORTH, W. E.: *The Achievement of High Fatigue Strength in Steel*. Metallurgia 69, S. 53-55, 1964.
- [35] DUGDALE, D.S.: *Yielding of steel sheets containing slits*. J. Mech. Phys. Solids 8, S. 100-104, 1960.
- [36] EICHLSEDER, W. *Rechnerische Lebensdaueranalyse von Nutzfahrzeugkomponenten mit der Finite Elemente Methode*. Dissertation, TU Graz, 1989.
- [37] EICHLSEDER, W. *Einfluss der Oberfläche auf die Schwingfestigkeit*. SFG: Der Einfluss der Oberfläche, Niklasdorf, 2004.
- [38] EICHLSEDER, W.; LEITNER, H.: *Fatigue Life Prediction Based on Gradient S/N-Curve of Al-Alloys-Components*. Fatigue 2002 - Proceedings of the 8th international fatigue conference, Volume 5, S. 2979-2986, 2002.
- [39] EICHLSEDER, W., LEITNER, H.: *Influence of Stress Gradient on S/N-Curve*. New Trends in Fatigue and Fracture, Metz, 2002.
- [40] EICHLSEDER, W.; WERKHAUSEN, A.; UNGER, B.: *Beurteilung der Betriebsfestigkeit basierend auf Strukturspannungen und Einflussparametern*. 19. CAD-FEM USER'S MEETING 2001, Internationale FEM-Technologietage, Potsdam, 2001.
- [41] EL HADDAD, M.H.; SMITH, K.N.; TOPPER, T.H.: *A strain based intensity factor solution for short fatigue cracks initiating from notches*. ASTM STP 677, S. 274-289, 1979.
- [42] EL HADDAD, M.H.; TOPPER, T.H.; SMITH, K.N.: *Prediction of non-propagating cracks*. Engng. Fracture Mech. 11, S. 573-584, 1979.

- [43] ERBEN, W.: *Lebensdauervorhersage gekerbter Bauteile auf der Basis des statistischen Grösseneinflusses*. Dissertation UniBw München, 1994.
- [44] FAULHABER, R.; BUCHHOLTZ, H.; SCHULZ, E. *Einfluß des Probendurchmessers auf die Biegeschwingungsfestigkeit von Stahl*. Stahl und Eisen 53, H. 43, S. 1106-1108, 1933.
- [45] FILIPPINI, M.: *Stress gradient calculations at notches*. International Journal of Fatigue 22, S. 397-409, 2000.
- [46] FKM RICHTLINIE. *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile*. 4. Auflage, 2002.
- [47] FRIEDRICH, H. *Einfluß der Probengröße auf das Ermüdungsverhalten bauteilähnlicher Proben unter einstufigen und zufallsartigen Beanspruchungsabläufen*. Technische Hochschule Darmstadt, 1995.
- [48] FRITH, P. H.: *Fatigue Test on Rolled Alloy Steels Made in Electric and Open-Hearth-Furnace*. Journal ISI 180, S. 26-33, 1955.
- [49] FUJIMOTO, Y.; HAMADA, K.; SHINTAHU, E.; PIRKER, G.: *Inherent damage zone model for strength evaluation of small fatigue cracks*. Eng. Frac. Mech. 68, S. 455-473, 2001.
- [50] GAIER, M.: *Untersuchungen über den Einfluß der Oberflächenbeschaffenheit auf die Dauerschwingfestigkeit metallischer Bauteile bei Raumtemperatur*. Dissertation TH Stuttgart, 1955.
- [51] GRIESE, F.W.; SCHÖNE, G.; SCHÜTZ, W.; HÜCK, M. *Rissfortschritt torsionsbeanspruchter Walzwerkswellen bei Betriebsbeanspruchung*. Industrieanlagen-Betriebsgesellschaft, München-Ottobrunn, Bericht-Nr. TF 727, 1978.
- [52] GRUBISIC, V.; SONSINO, C. M.: *Einflußgrößen der Betriebsfestigkeit geschmiedeter Bauteile*. Sonderdruck aus VDI-Z Bd. 134, Nr. 11, S. 105-112, 1992.
- [53] GUDEHUS, H.; ZENNER, H. *Leitfaden der Betriebsfestigkeitsrechnung*. Verein Deutscher Eisenhüttenleute - Düsseldorf, 1999.
- [54] GUMBEL, E.J. *Statistische Theorie der Ermüdungserscheinungen bei Metallen*. Mitteilungsblatt für mathematische Statistik 8, S. 97-130, 1956.
- [55] HAIBACH, E. *Betriebsfestigkeit - Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*. Springer Verlag - Wiesbaden, 2002.
- [56] HAIBACH, E.; MATSCHKE, C. *Schwingfestigkeit von Stahl 42CrMo4 bei verschiedenen Formzahlen und Spannungsverhältnissen*. LBF-Bericht Nr. FB-153, 1980.
- [57] HAIBACH, E.; MATSCHKE, C. *Schwingfestigkeit von Stahl Ck45 bei verschiedenen Formzahlen und Spannungsverhältnissen*. LBF-Bericht Nr. FB-129, 1980.

- [58] HAIBACH, E.; MATSCHKE, C. *Normierte Wöhlerlinien für ungekerbte und gekerbte Formelemente aus Stahl*. Stahl und Eisen 101, S. 21-27, 1981.
- [59] HÄBERER, J. *Untersuchung über den Größeneinfluss bei wechselnder Verdrehung*. Dissertation TU Berlin, 1965.
- [60] HÜCK, M.; THRAINER, L.; SCHÜTZ, W. *Berechnung von Wöhlerlinien für Bauteile aus Stahl, Stahlguß und Grauguß*. Bericht des Vereins zur Förderung der Forschung im Transportwesen der Eisenhüttenindustrie (VBFeh), Nr. ABF 11, München, 1983.
- [61] HECKEL, K. *Wirkung von Kerben bei schwingender Beanspruchung*. in Dahl, W.: Verhalten von Stahl bei schwingender Beanspruchung, Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1978.
- [62] HECKEL, K.; KÖHLER, J. *Experimentelle Untersuchung des statistischen Größeneinflusses im Dauerschwingversuch an ungekerbten Stahlproben*. Z. f. Werkstofftechnik 6, H. 2, S. 52-54, 1975.
- [63] HEMPEL, M. *Beitrag zur Frage der Wechselfestigkeit bei unterschiedlicher Probengröße*. Archiv EHW 22, H. 11/12, S. 425-436, 1951.
- [64] HEMPEL, M. *Stand der Erkenntnisse über den Einfluß der Probengröße auf die Dauerfestigkeit*. Draht 8, H. 9, S. 385-394, 1957.
- [65] HEMPEL, M. *Über einige technologische Einflüsse auf die Dauerschwingfestigkeit von Stahl*. Draht 11, H. 9, S. 589-599, 1960.
- [66] HEMPEL, M. *Einfluss der Schmelzföhrung und von Legierungszusätzen auf die Dauerfestigkeit von Stählen, insbesondere Federstählen*. Draht 11, S. 429-437, 1960.
- [67] HEMPEL, M. *Dauerfestigkeit von unterschiedlich erschmolzenen Baustählen USt 37-2, St 37-3 und St52-3*. Archiv EHW 43, H. 5, S. 439-446, 1972.
- [68] HEMPEL, M.; HILLNHAGEN, E. *Dauerschwingverhalten unterschiedlich hergestellter Schmelzen des Wälzlagerstahles 100Cr6*. Archiv EHW 36, H. 12, S. 877-885, 1965.
- [69] HEYWOOD, R.B. *Stress concentration factors. Relating theoretical and practical factors in fatigue loading*. Engineering 179, S. 146 ff., 1955.
- [70] HEYWOOD, R.B. *Designing Against Fatigue*. Chapman and Hall, London, 1962.
- [71] HUMMEL, R.; BRÄCKER, K. F.: *Einfluß von Fertigungskerben auf die Bauteil-Schwingfestigkeit*. In: Kerben und Betriebsfestigkeit, 15. Vortragsveranstaltung des DVM-Arbeitskreises Betriebsfestigkeit, Teil II, S. 163-175, 1989.
- [72] HUSTER, J.: *Lebensdauervorhersage bei Schwingbeanspruchung unter Berücksichtigung der Mikrorißausbreitung*. Dissertation UniBw München, 1988.
- [73] JAENICKE, B. *Stützwirkungskonzepte*. VDI-Berichte 661, S. 27-66, 1988.

- [74] JAVUREK, M. *Strömung von Flüssigstahl und Transport nichtmetallischer Einschlüsse in Stahl-Stranggussanlagen*. Dissertation Universität Linz, 2006.
- [75] JAVUREK, M.; KAUFMANN, B. *Simulation von Strömung, Erstarrung und Partikeln (nichtmetallische Einschlüsse) in einer Stranggussanlage unter der Verwendung von User Defined Functions und User Defined Scalars*. Fluent CFD-Konferenz, 2004.
- [76] JUNG, T. *Schwingfestigkeit unter Berücksichtigung des Spannungsbedingten und des Technologiebedingten Grösseneinflusses*. Dissertation TU Clausthal, 1997.
- [77] JUST, E. *Beabsichtigte Einflüsse der Fertigungsverfahren auf das Dauerfestigkeitsverhalten von Stählen ohne Randschichtbehandlung*. VDI-Berichte Nr. 214, S. 75-84, Düsseldorf, 1974.
- [78] KÖHLER, J.: *Statistischer Größeneinfluss im Dauerschwingverhalten ungekerbter und gekerbter metallischer Bauteile*. Dissertation TU München, 1975.
- [79] KITAGAWA, H.; TAKAHASHI, S.: *Applicability of fracture mechanics to very small cracks*. In: Proc. 2nd Int. Conf. Mech. Beh. Mat., Boston, S. 627-631, 1976.
- [80] KLOOS, K. H.; ADELMANN, J.; BIEKER, G.; OPPERMAN, TH. *Oberflächen- und Randschichteinflüsse auf die Schwingfestigkeitseigenschaften*. VDI-Berichte 661, S. 215 - 245, 1988.
- [81] KLOOS, K. H.; BRAISCH, P. *Über die Wirkung einer Randschichtverfestigung auf die Schwingfestigkeit von Proben und Bauteilen*. HTM 37, S. 83, 1982.
- [82] KLOOS, K.H. *Einfluss des Oberflächenzustandes und der Probengröße auf die Schwingfestigkeitseigenschaften*. VDI-Bericht Nr. 268, S. 63-76, Düsseldorf, 1976.
- [83] KLOOS, K.H. *Größeneinfluss und Dauerfestigkeitseigenschaften unter besonderer Berücksichtigung optimierter Oberflächenbehandlung*. Z. Werkstofftechnik 12, S. 134-142, 1981.
- [84] KLOOS, K.H.; BUCH, A.; ZANKOV, D. *Pure Geometrical Size Effect in Fatigue Tests with Constant Stress Amplitude and in Programme Tests*. Z. Werkstofftechnik 12, S. 40-50, 1981.
- [85] KLOOS, K.H.; KAISER, B.; SCHREIBER, D.: *Einflüsse unterschiedlicher Reinheitsgrade auf die Dauerschwingfestigkeit des Federstahles 55 Cr 3*. Z. Werkstofftechnik 12, S. 206-218, 1981.
- [86] KLOOS, K.H.; MAGIN, W.; ZANKOV, D. *Einfluß des Oberflächenzustandes und der Probengröße auf die Wechselfestigkeitseigenschaften bei Ein- und Mehrstufenbeanspruchung*. Erster Bericht 1976, Institut für Werkstoffkunde der TH Darmstadt, 1976.

- [87] KLOOS, K.H.; MAGIN, W.; ZANKOV, D. *Einfluß des Oberflächenzustandes und der Probengröße auf die Wechselfestigkeitseigenschaften bei Ein- und Mehrstufenbeanspruchung*. Zweiter Bericht 1979, Institut für Werkstoffkunde der TH Darmstadt, 1979.
- [88] KRÄ, C.: *Beschreibung des Lebensdauer Verhaltens gekerbter Proben unter Betriebsbelastung auf der Basis des statistischen Größeneinflusses*. Dissertation HSBw München, 1988.
- [89] KRÄ, C., HECKEL, K.: *Übertragung von Schwingfestigkeitswerten mit dem statistischen Größeneinfluß*. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 20, S. 255-261, 1989.
- [90] KRÜGER, A.: *Bedeutung des Spannungsgradienten für den statistischen Größeneinfluss bei Schwingbeanspruchung*. Dissertation UniBw München, 1996.
- [91] KUGUEL, R. *A Relation Between Theoretical Stress Concentration Factor and Fatigue Notch Factor Deduced from the Concept of Highly Stressed Volume*. Prod. ASTM, Volume 61, S. 732-748, 1961.
- [92] KUHN, P. *Effect of Geometric Size on Notch Fatigue*. in Colloquium on Fatigue, Springer-Verlag Berlin, S. 131-140, 1956.
- [93] KUJAWSKI, D.; ELLYIN, F.: *A microstructurally motivated model for short crack growth rate*. In: Short Fatigue Cracks (Hrsg.: Miller, K.J.; de los Rios, E.R.), Mech. Engng. Publ., London, S. 391-405, 1992.
- [94] LANG, O.R. *Dimensionierung komplizierter Bauteile aus Stahl im Bereich der Zeit- und Dauerfestigkeit*. Z. f. Werkstofftechnik 10, S. 24-29, 1979.
- [95] LEHR, E.: *Oberflächenempfindlichkeit und innere Arbeitsaufnahme der Werkstoffe bei Schwingbeanspruchung*. Z. f. Metallkunde, 20. Jg., H. 2, S. 78-92, 1928.
- [96] LETNER, H.R.: *Residual Grinding Stresses in Hardened Steel*. Trans. Of the ASME 77, 1089-1098, zitiert in [133], 1955.
- [97] LIU, J.: *Dauerfestigkeitsberechnung metallischer Bauteile*. Papierflieger, Clausthal-Zellerfeld, 2001.
- [98] LUKAS, P.; KLESNIL, M. *Fatigue Limit of Notched Bodies*. Material Science and Engineering 34, S.61-66, 1978.
- [99] LUKAS, P.; KUNZ, L.; WEISS, B.; STICKLER, R. *Notch Size Effect in Fatigue*. Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 12, No. 3, S. 175-186, 1989.
- [100] MAASS, H. *Betrachtungen zur Gestaltfestigkeit von Kurbelwellen*. MTZ 31, H.2, S.75-79, 1970.

- [101] MAASS, H. *Betrachtungen zur Gestaltfestigkeit von Kurbelwellen*. MTZ 31, H.7, S. 306-314, 1970.
- [102] MAASS, H. *Betrachtungen zur Gestaltfestigkeit von Kurbelwellen*. MTZ 31, H.12, S.517-523, 1970.
- [103] MACHERAUCH, E.; REIK, W. *Auswirkung von Gefüge, Fertigung und Beanspruchung auf das Dauerschwingverhalten, Übersicht und Bewertung wichtiger Einflußgrößen*. in Dahl, W.: *Verhalten von Stahl bei schwingender Beanspruchung*, Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1978.
- [104] MACHERAUCH, E.; WOHLFAHRT, H.: *Eigenspannungen und Ermüdung*. in: *Ermüdungsverhalten metallischer Werkstoffe*, Deutsche Gesellschaft für Metallkunde e.V., Oberursel, S. 237-283, 1985.
- [105] MAGIN, W. *Bewertung des geometrischen Größeneinflusses mit dem Konzept der „Normierten Wöhlerlinie“*. Konstruktion 33, Heft 8, S. 323-326, 1981.
- [106] MAGIN, W. *Untersuchung des geometrischen Größeneinflusses bei Umlaufbiegebeanspruchung unter besonderer Berücksichtigung technologischer Einflüsse*. Technische Hochschule Darmstadt, 1981.
- [107] MAGIN, W.; KLOOS, K. H. *Einfluß der absoluten Größe von geometrisch ähnlichen Maschinenbauteilen auf deren Dauerfestigkeit*. Forschungshefte Forschungskuratorium Maschinenbau e.V., Heft 79, 1980.
- [108] MAILÄNDER, R.; BAUERSFELD, W. *Einfluß der Probengröße auf die Dreh-Schwingungsfestigkeit von Stahl*. Techn. Mittl. Krupp, Bd. 2, S. 143-152, 1934.
- [109] MANSON, S.S.: *Fatigue: A Complex Subject - Some Simple Approximations*. Experimental Mechanics, 5, S. 193-226, 1965.
- [110] MARSONER, S.; EBNER, R.; LIEBFAHRT, W.; JEGLITSCH, F.: *Ermüdungsfestigkeit hochfester ledeburitischer PM-Werkzeugstähle*. Härtereitechnische Mitteilungen, 57/4, S. 283-289, 2002.
- [111] MCEVILY, A.J.; MINAKAWA, K.: *On crack closure and the notch size effect in fatigue*. Engng. Fracture Mech 28, 5/6, S. 519-527, 1987.
- [112] MELANDER, A.: *A finite-element study of the notch effect at surface inclusions*. International Journal of Fatigue 12, Nr. 3, S. 154-164, 1990.
- [113] MELANDER, A.: *A finite element study of short cracks with different inclusion types under rolling contact fatigue load*. International Journal of Fatigue 19, Nr. 1, S. 13-24, 1997.
- [114] MELANDER, A.; GUSTAVSSON, A.: *An FEM study of driving forces of short cracks at inclusions in hard steels*. International Journal of Fatigue 18, Nr. 6, S. 389-399, 1996.

- [115] MERTENS, H. *Kerbgrund- und Nennspannungskonzepte zur Dauerfestigkeitsberechnung - Weiterentwicklung des Konzepts der Richtlinie VDI 2226*. VDI-Berichte Nr. 661, S. 85-109, 1988.
- [116] MERTENS, H. *Vorschlag zur Festigkeitsberechnung stabförmiger Bauteile für den Konstruktionsentwurf mit Beispielrechnungen für Stahlbauteile*. VDI-Berichte Nr. 661, S. 247-276, 1988.
- [117] MEUTH, H.-O. *Ein Beitrag zur Deutung der Stützwirkung bei Schwingungsbeanspruchung*. Metall 7, S. 974-977, 1953.
- [118] MICHELSEN, R. *Das Festigkeitsverhalten der Stähle*. Dissertation TH Darmstadt, 1952.
- [119] MILLER, K.J.: *The behaviour of short fatigue cracks and their initiation*. In: Mechanical Behaviour of Materials - V, Proceedings of the Fifth International Conference, ed. M.G. Yan, S.H. Zhang, Zheng, M.Z., Volume 1, Pergamon Press, Oxford, S. 1357-1381, 1987.
- [120] MILLER, K.J.: *The two thresholds of fatigue behaviour*. Fatigue&Fracture of Engineering Materials and Structures 16, 9, S. 931-939, 1993.
- [121] MOORE, H.F.; VER, T. University of Illinois Bulletin 27, Nr. 208, 1930.
- [122] MOORE, M.; MORKOVIN, D.: *Progress Report on the Effect of Size of Specimen on Fatigue Strength of Three Types of Steel*. Am. Soc. Testing Materials, Vol. 42, S. 145-153, 1942.
- [123] MOORE, M.; MORKOVIN, D.: *Second Progress Report on the Effect of Size of Specimen on Fatigue Strength of Three Types of Steel*. Am. Soc. Testing Materials, Vol. 43, S. 109-125, 1943.
- [124] MOORE, M.; MORKOVIN, D.: *Third Progress Report on the Effect of Size of Specimen on Fatigue Strength of Three Types of Steel*. Am. Soc. Testing Materials, Vol. 44, S. 136-159, 1944.
- [125] MORROW, J.D.: *Cyclic Plastic Strain Energy and Fatigue of Metals*. In: Internal Friction, Damping and Cyclic Plasticity, S. 45-87, ASTM, 1965.
- [126] MURAKAMI, Y. *Metal Fatigue: Effects of Small Defects and Nonmetallic Inclusions*. Elsevier Science Ltd., 2002.
- [127] MURAKAMI, Y.; ENDO, M.: *Effects of hardness and crack geometries on ΔK_{th} of small cracks emanating from small defects*. In: The Behaviour of Small Fatigue Cracks. Hrsg.: Miller, K.J.; de los Rios, E.R., Mech. Engng. Publ., London, S. 275-293, 1986.
- [128] NEUBER, H. *Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration*. VDI-Berichte Nr. 129, S. 5-8, 1968.

- [129] NEUBER, H. *Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen*. Konstruktion 20, Heft 7, S. 245-251, 1968.
- [130] NEUBER, H. *Kerbspannungslehre - Theorie der Spannungskonzentration. Genaue Berechnung der Festigkeit*. Springer-Verlag, Berlin, 1985.
- [131] NIESSNER, M.; SEEGER, T.; HOHE, J.; SIEGELE, D. *Festigkeitsberechnung scharft gekerbter Bauteile*. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 34, No. 9, S. 797-811, 2003.
- [132] N.N.:. *Physikhütte Band I, Mechanik, 3. Ähnlichkeitstheorie und Modelltechnik*. 29. Auflage, Verlag Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin, 1971.
- [133] N.N.:. *Entstehung, Ermittlung und Bewertung von Eigenspannungen*. Seminarunterlagen zum DGM-Fortbildungsseminar, Karlsruhe, 2000.
- [134] OUCHIDA, H. *A Study of Size Effect on Fatigue Strength of Steels*. Proc. Second Japan Congress on Material Testing, S. 14-18, 1959.
- [135] OVTCHINNIKOV, S.:. *Kontrollierte Erstarrung und Einschlussbildung bei der Desoxidation von hochreinen Stahlschmelzen*. Dissertation TU Bergakademie Freiberg, 2002.
- [136] PETERSEN, C. *Die Vorgänge im zügig und wechselnd beanspruchten Metallgefüge III - Der technische Größeneinfluss glatter und gekerbter Stäbe bei Wechselbeanspruchung als Wirkung des Spannungsgefälles*. Z. Metallkunde 42, H. 6, S. 161-170, 1951.
- [137] PETERSEN, C. *Die Gestaltfestigkeit von Bauteilen*. VDI-Z 94, H. 30, S. 977-982, 1952.
- [138] PETERSEN, C. *Die Vorgänge im zügig und wechselnd beanspruchten Metallgefüge IV - Innere Kerbwirkung und Oberflächenempfindlichkeit bei Biegewechselbeanspruchung*. Z. Metallkunde 43, H. 6, S. 429-433, 1952.
- [139] PETERSON, R.E. *Notch-Sensitivity*. in Metal Fatigue, McGraw-Hill, New York, S. 293-306, 1959.
- [140] PHILLIP, H.A. v. *Einfluß der Querschnittsgröße und Querschnittsform auf die Dauerfestigkeit bei ungleichmäßig verteilten Spannungen*. Forsch. Ing.-Wes. 13, S. 99-111, 1942.
- [141] RADAJ, D. *Ermüdungsfestigkeit. Grundlagen für Leichtbau, Maschinen- und Stahlbau*. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 2003.
- [142] SAAL, H. *Näherungsformeln für die Dehnformzahl*. Materialprüfung 17, S. 395-398, 1975.
- [143] SCHOLZ, F. *Untersuchung zum statistischen Größeneinfluss bei mehrachsiger Schwingbeanspruchung*. Dissertation TU München, 1988.

- [144] SCHOTT, G. *Werkstoffermüdung – Ermüdungsfestigkeit*. Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie Stuttgart, 1997.
- [145] SCHÜTZ, W. *Über eine Beziehung zwischen der Lebensdauer bei konstanter und veränderlicher Beanspruchungsamplitude und ihre Anwendbarkeit auf die Bemessung von Flugzeugbauteilen*. Herausgeber: Fraunhofer-Gesellschaft zur Förderung der angewandten Forschung. TM 9/64, Darmstadt, 1966.
- [146] SCHÜTZ, W.; ZENNER, H. *Studie über den Einfluss der Baugröße auf die Dauerfestigkeit von Kurbelwellen*. Industrieanlagen-Betriebsgesellschaft, München-Ottobrunn, Bericht-Nr. TF 526, 1975.
- [147] SCHWEIGER, G.: *Statistischer Größeneinfluss bei unregelmäßiger Schwingbeanspruchung*. Dissertation HSBw München, 1983.
- [148] SCHWEIGER, G.; HECKEL, K.: *Statistischer Größeneinfluss bei zufallsartiger Schwingbeanspruchung*. Z. Werkstofftechnik 15, S. 257-264, 1984.
- [149] SCHWEIGER, G.; LOWAK, H.; HECKEL, K.: *Über die Abschätzung des Größeneinflusses bei unregelmäßig beanspruchten Bauteilen*. Z. Werkstofftechnik 16, S. 39-44, 1985.
- [150] SEEGER, T.; BESTE, A.: *Zur Weiterentwicklung von Näherungsformeln für die Berechnung von Kerbbeanspruchungen im elastisch-plastischen Bereich*. VDI-Fortschrittsberichte Reihe 18, 2, Düsseldorf, 1977.
- [151] SERENSEN, S. V., KOGAEV, V. P.; KOZLOV, L. A.; DNEDEROVIÈ, R. M.: *Ne-suèaja sposobnost'ì rasèety detalej*. Maðgiz, Moskau, 1954.
- [152] SIEBEL, E. *Neue Wege der Festigkeitsrechnung*. VDI-Z. 90, Nr. 5, S. 135-139, 1948.
- [153] SIEBEL, E.; GAIER, M.: *Untersuchungen über den Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit auf die Dauerfestigkeit metallischer Bauteile*. VDI-Z. 98, S. 1751-1774, 1956.
- [154] SIEBEL, E.; MEUTH, H.O. *Die Wirkung von Kerben bei schwingender Beanspruchung*. VDI-Z. 91, Nr. 13, S. 319-323, 1949.
- [155] SIEBEL, E.; PFENDER, M. *Neue Erkenntnisse der Schwingfestigkeitsforschung*. Technik 2, S. 117-121, 1947.
- [156] SIEBEL, E.; PFENDER, M. *Weiterentwicklung der Festigkeitsrechnung bei wechselnder Beanspruchung*. Stahl und Eisen 66/67, S. 318-321, 1947.
- [157] SIEBEL, E.; STIELER, M. *Ungleichförmige Spannungsverteilung bei schwingender Beanspruchung*. VDI-Z., Band 97, Nr. 5, S. 121-152, 1955.
- [158] SMITH, R.A.; MILLER, K.J.: *Fatigue cracks at notches*. International Journal of Mechanical Sciences 19, S. 11-22, 1977.

- [159] SMITH, R.A.; MILLER, K.J.: *Prediction of fatigue regimes in notched components*. International Journal of Mechanical Sciences 20, S. 201-206, 1978.
- [160] SOBCZYK, K.; SPENCER, B.F.: *Random midrostructural effects on fatigue accumulation*. International Journal of Fatigue 17, Nr. 8, S. 521-530, 1995.
- [161] SONSINO, C.M.: *Zur Bewertung des Schwingfestigkeitsverhaltens von Bauteilen mit Hilfe örtlicher Beanspruchungen*. Konstruktion 45, S.25-33, 1993.
- [162] SONSINO, C.M.: *Die Ersatzstrukturlänge nach Peterson und Neuber-Radaaj und das Konzept des höchstbeanspruchten Werkstoffvolumens am Beispiel des Baustahls St52-3*. Bericht Nr. 8137, Fraunhofer-Institut f. Betriebsfestigkeit, Darmstadt, 1996.
- [163] SONSINO, C.M.: *Betriebsfestigkeit - Eine Einführung*. Skriptum zur Vorlesung „Werkstoff- und Bauteilfestigkeit“, TU Darmstadt, 2005.
- [164] SONSINO, C.M., WERNER, S.: *"DauerfestigkeitEine Fiktion*. Konstruktion 57, Nr. 4, S. 87-92, 2005.
- [165] SONSINO, C.M.;KAUFMANN, H.; GRUBISIC, V.: *Übertragbarkeit von Werkstoffkennwerten am Beispiel eine betriebsfest auszulegenden geschmiedeten Nutzfahrzeug-Achsschenkels*. Konstruktion 47, Nr. 7/8, S.222-232, 1995.
- [166] STAHL-EISEN-PRÜFBLATT 1570-71. *Mikroskopische Prüfung von Edeltählen auf nichtmetallische Einschlüsse mit Bildreihen*. 2. Ausgabe, Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1971.
- [167] STARKER, P. *Der Größeneinfluss auf das Biegewechselverhalten von Ck 45 in verschiedenen Bearbeitungs- und Wärmebehandlungszuständen*. Dissertation TH Karlsruhe, 1981.
- [168] STEINCHEN, W. *Numerische Bestimmung des bezogenen Spannungsgefälles aus spannungsoptischen Untersuchungen*. Forsch. Ing.-Wes. 42, 2, S. 47-55, 1976.
- [169] STIELER, M.: *Untersuchung über die Dauerschwingfestigkeit metallischer Bauteile bei Raumtemperatur*. Dissertation TU Stuttgart, 1954.
- [170] SUNDER, R.: *An explanation for the residual stress effect in metal fatigue*. Fatigue 2002 - Proceedings of the 8th international fatigue conference, Volume 5, S. 3333-3350, 2002.
- [171] SURESH, S.: *Fatigue of Materials*. Cambridge University Press, 1998.
- [172] TADA, H.P.; PARIS, C.; IRWIN, G.R.: *The Stress Analysis of Cracks Handbook*. ASME Press, New York, 1999.
- [173] TANAKA, K.; AKINAWA, Y.: *Resistance-curve method for predicting the threshold stresses of notches*. Engng. Fracture Mech. 30, 6, S. 863-876, 1988.

- [174] TANAKA, K.; AKINAWA, Y.; NAKAI, Y.; WEI, R.P.: *Modelling of small fatigue crack growth interacting with grain boundary*. Eng. Frac. Mech. 24, 6, S. 803-819, 1986.
- [175] TANAKA, K.; NAKAI, Y.: *Prediction of fatigue thresholds of notched components*. Transact. ASME 106, S. 192-199, 1984.
- [176] TANAKA, K.; NAKAI, Y.; YAMASHITA, M.: *Fatigue growth threshold of small cracks*. Int. Journal of Fracture 17, 5, S. 519-533, 1981.
- [177] TAUSCHER, H.; FLEISCHER, H.: *Einfluß der Vakuum-Umschmelzung auf die Eigenschaften des hochfesten Vergütungsstahles 40 SiCrNi 75*. Neue Hütte 8, S. 326-329, 1963.
- [178] TAYLOR, D.: *Geometrical effects in fatigue: a unifying theoretical model*. International Journal of Fatigue 21, S. 413-420, 1999.
- [179] THOMA, P.: *Ein Beitrag zur mikrostrukturellen Konkretisierung von Fehlstellen als Ursache der Lebensdauerstreuung*. Dissertation UniBw München, 1993.
- [180] THUM, A.; FEDERN, K. *Spannungszustand und Bruchausbildung*. Springer-Verlag, Berlin, 1939.
- [181] TING, J.C.; LAWRENCE, F.V.JR.: *A crack closure model for predicting the threshold stresses of notches*. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, 16,1, S. 93-114, 1993.
- [182] TOPPER, T.H.; EL HADDAD, M.H.: *Fracture mechanics analysis for short fatigue cracks*. Canadian Metallurgy Quarterly 18, S. 207-213, 1979.
- [183] TOPPER, T.H.; EL HADDAD, M.H.: *Fatigue strength prediction of notches based on fracture mechanics*. In: Fatigue Thresholds, Hrsg.: Bäckerlund et al., Bd. 2, S. 777-798, Engng. Materials Advisory Services, Warley - GB, 1982.
- [184] TROOST, A. *Hypothesen über Größen- und Formeinfluss bei Dauerschwingbeanspruchung*. Metall 6, H. 21/22, S. 665-674, H. 23/24, S. 756-762, 1952.
- [185] TROOST, A.; EL-MAGD, E.: *Allgemeine Formulierung der Schwingfestigkeitsamplitude in Haighscher Darstellung*. Materialprüfung 17, Nr. 2, 1975.
- [186] UHLIG, W.; WEBER, S. *Über einige Einflüsse des Gefüges auf das dynamische Verhalten von Proben und Bauteilen bei dynamischer Beanspruchung*. Maschinenbautechnik 15, H. 5, S. 228-236, 1966.
- [187] VDI-RICHTLINIE NR. 2226. *Empfehlung für die Festigkeitsberechnung metallischer Bauteile*. Beuth-Verlag, Berlin, 1965.
- [188] VORMWALD, M.: *Anrißlebensdauer vorhersage auf der Basis der Schwingbruchmechanik für kurze Risse*. Dissertation, TU Darmstadt, 1989.

- [189] VORMWALD, M.; SEEGER, T.: *The consequences of short crack closure on fatigue crack growth under variable amplitude loading*. Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct. 14, 2/3, S. 205-225, 1991.
- [190] WEIBULL, W. *A Statistical Representation of Fatigue Failures in Solids*. Trans. of the Royal Institute of Technology, Nr. 27, Stockholm, 1949.
- [191] WEIBULL, W. *A Statistical Distribution Function of Wide Applicability*. Journal of Applied Mechanics 18, S. 293-297, 1951.
- [192] WEIBULL, W.: *Size Effects on Fatigue Crack Initiation and Propagation in Aluminium Sheet Specimens Subjected to Stresses of Nearly Constant Amplitude*. The Aeronautical Institute of Sweden, Stockholm, Report 86, 1960.
- [193] WIEGAND, H.; TOLASCH, G.: *Über das Zusammenwirken einzelner Faktoren zur Steigerung der Biegewechselfestigkeit einsatzgehärteter Proben*. Här.-Techn. Mitteilung 22, S. 213-220, 1967.
- [194] YAO, W.; XIA, K.; GU, Y.: *On the fatigue notch factor K_f* . International Journal of Fatigue 17, 4, S. 245-251, 1995.
- [195] YE, D.; WANG, D.: *A new approach to the prediction of fatigue notch reduction factor K_f* . Int. J. Fatigue, Vol. 18, 2, S. 105-109, 1996.
- [196] ZENNER, H.: *Kurbelwellen III. Studie über den Einfluss der Baugröße auf die Dauerfestigkeit von Kurbelwellen*. Forschungsberichte Verbrennungskraftmaschinen, Heft 199, 1976.
- [197] ZIEBART W.: *Ein Verfahren zur Berechnung des Kerb- und Größeneinflusses bei Schwingbeanspruchung*. Dissertation TU München, 1976.
- [198] ZIEBART W.; HECKEL, K.: *Ein Ansatz zur Berücksichtigung der Bauteilform und Bauteilgröße bei Lebensdauervorhersagen*. Z. f. Werkstofftechnik 8, S. 105-108, 1977.