

Hans-Ulrich Leutwein

**Einfluss von Autofrettage auf die
Schwingfestigkeit innendruck-belasteter
Bauteile aus Kugelgraphitguss**

Einfluss von Autofrettage auf die Schwingfestigkeit innendruck-belasteter Bauteile aus Kugelgraphitguss

Hans-Ulrich Leutwein

2., aktualisierte Auflage

ilmedia

2011

Impressum

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Angaben sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Die Originalausgabe ist 2008 im Druck und Online erschienen beim Universitätsverlag Ilmenau mit der ISBN 978-3-939473-35-0 bzw. der URN [urn:nbn:de:gbv:ilm1-2008000071](http://nbn-resolving.org/urn:nbn:de:gbv:ilm1-2008000071).

Diese Arbeit hat in der der Fakultät Maschinenbau der Technischen Universität Ilmenau als Dissertation vorgelegen.

Tag der Einreichung: 22. Oktober, 2007

1. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. rer. nat. Christian Knedlik,
TU Ilmenau

2. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. Gerhard Linß,
TU Ilmenau

3. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Joachim Bergmann,
Bauhaus Universität Weimar

Tag der Verteidigung: 07. Juli 2008

Technische Universität Ilmenau/Universitätsbibliothek

ilmedia

Postfach 10 05 65

98684 Ilmenau

www.tu-ilmenau.de/ilmedia

URN [urn:nbn:de:gbv:ilm1-2011200531](http://nbn-resolving.org/urn:nbn:de:gbv:ilm1-2011200531)

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit bei SIEMENS VDO im Bereich Entwicklung Common-Rail Diesel-Hochdruck-Pumpen 2003 - 2007. Ich möchte mich an dieser Stelle bei allen beteiligten Personen bedanken, welche mich bei der Entstehung dieser Arbeit unterstützt haben.

Besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. rer. nat. Christian Knedlik, Fachgebiet Werkstoffe der Elektrotechnik am Institut für Werkstofftechnik der TU Ilmenau, welcher mich bei der Zulassung zur Promotion an der Technischen Universität Ilmenau und bei der Betreuung der Arbeit immer bestens unterstützt hat.

Besonderer Dank gilt auch Herrn Prof. Dr. Joachim Bergmann, Wissenschaftlicher Direktor der Materialforschungs- und Prüfanstalt MFPA an der Bauhaus Universität Weimar, mit welchem zusammen die Idee zum Arbeitsthema und zur wissenschaftlichen Arbeit entstand und der mich die letzten Jahre auf dem Gebiet Werkstofffestigkeit und bei dieser Arbeit betreut hat.

Weiter möchte ich Herrn Rayk Thumser, Betriebsleiter der Fachgebiets Werkstoffe und Bauteile an der Materialforschungs- und Prüfanstalt Weimar sehr danken, welcher die experimentellen Versuche an der MFPA betreut hat und mir zusammen mit Herrn Prof. Dr. Bergmann bei allen Diskussionen und Fragen stets mit ihren hervorragenden Kenntnissen mit Rat und Tat zur Seite standen.

Ebenso gilt mein Dank der Firma SIEMENS VDO und meinen Führungskräften Herrn Dr. Ulm und Herrn Niethammer, welche die finanziellen Mittel zur wissenschaftlichen Untersuchung bewilligt und damit die Entstehung dieser wissenschaftlichen Arbeit möglich gemacht haben.

Danke auch an Herrn Ugarkovic, welcher mich mit fordernden und stets immer neuen Überlegungen während der Arbeit begleitet, sowie mit allen notwendigen Fachliteraturen versorgt hat. Außerdem danke ich Herrn Pirouz, welcher die Finiten-Elemente-Berechnungen durchgeführt und mir stets zuverlässige Ergebnisse geliefert hat.

Zum Dank verpflichtet bin ich auch Herrn Dr. Veith und Herrn Folz von der Firma SAKTHI Germany GmbH, ehemals INTERMET Neunkirchen GmbH, welche die Werkstoffproben für diese Arbeit zur Verfügung gestellt hatten.

Ein besonderer Dank gilt nicht zuletzt meiner Familie, die es mir möglich gemacht hat, mich dieser Arbeit zu widmen.

Kurzfassung

Diese wissenschaftliche Arbeit behandelt die Ermüdungsfestigkeit von autofrettierten Bauteilen aus Kugelgraphitguss EN-GJS unter Innendruck-Schwellbeanspruchung. An Bauteilproben mit einer 90°-Bohrungsverschneidung aus EN-GJS-400-18, EN-GJS-500-7 und EN-GJS-600-3 wurden die Bauteil-Wöhlerlinien in Einstufenversuchen bei den Spannungsverhältnissen $R \cong 0$ und $R = 0,5$ ermittelt und die Druckfestigkeitssteigerung durch Autofrettage bestimmt. Weiter wurden Innendruckschwell-Zweistufenversuche bei konstantem Maximaldruck durchgeführt, um den Schädigungseinfluss (Omission-Level) von kleinen Schwingspielen auf die Druckfestigkeit dieser Bauteile zu bewerten.

Auf der Basis des Kerbdehnungs-Berechnungskonzepts wurden die vollständigen Anriss-Wöhlerlinien der nicht autofrettierten und autofrettierten Bauteilproben berechnet und mit den experimentellen Ergebnissen verglichen. Die hier eingehenden Werkstoffkennwerte ergaben sich aus statischen Zugversuchen und dehnungs-kontrollierten Schwingversuchen an nicht gekerbten Zugstäben.

Für die nicht autofrettierten Bauteile wurden zusätzlich mit dem Konzept der Synthetischen Wöhlerlinien die Bruch-Wöhlerlinien konstruiert und den Ergebnissen aus den Innendruckschwell-Einstufenversuchen gegenübergestellt.

Abstract

This dissertation discusses the fatigue strength of autofretted components out of globular ductile cast iron under internal pressure loading. The Woehler curves for the stress ratio $R \cong 0$ und $R = 0,5$ of component specimens with a 90° drilling intersection of materials EN-GJS-400-18, EN-GJS-500-7 and EN-GJS-600-3 have been investigated and the resulting pressure strength increase by autofrettage evaluated. To determine the damage threshold of small oscillation amplitudes (Omission Level) on pressure strength, further two-step internal pressure tests by constant maximum pressure have been carried out.

The complete crack initiation Woehler curves of the component specimens with and without autofrettage have been calculated by using the Local Strain Approach and compared to the test results. The therefore required material data have been delivered by static tensile tests and strain controlled sinusoidal tests on smooth tensile specimens.

Additional the fracture Woehler curves of the non-autofretted samples have been designed by using the Synthetic Woehler Curve concept and compared to the outcomes of the one-step internal cycling pressure tests.

Inhaltsverzeichnis:

	Seite
1. Einleitung	11
2. Theoretische Grundlagen	16
2.1 Kenngrößen zur Berechnung der Ermüdungsfestigkeit	16
2.1.1 Mehrachsige Beanspruchung – Vergleichsspannungshypothese ..	16
2.1.2 Spannungsverhältnis – Mittelspannungsempfindlichkeit	19
2.1.3 Kerbformzahl	22
2.1.4 Kerbwirkungszahl – Größeneinfluss	24
2.1.5 Spannungsmechanischer Größeneinfluss – Spannungsgradient ...	27
2.1.6 Oberflächentechnischer Einfluss	30
2.1.7 Elastisch-plastische Kerbbeanspruchung	31
2.1.8 Zyklische Spannungs-Dehnungskurve	35
2.1.9 Dehnungs-Wöhlerlinie	38
2.1.10 Hystereseschleife - MASING-Modell - Memory-Effekt	40
2.1.11 Schädigungsparameter, Schadensakkumulation	43
2.2 Kerbdehnungskonzept - Örtliches Konzept	46
2.2.1 Geometrie- und Lastkonfiguration	48
2.2.2 Last-Zeit-Funktion	48
2.2.3 Spannungs-Dehnungs-Pfad	49
2.3 Synthetische Wöhlerlinien SWL1999	53
2.3.1 Aufbau der synthetischen Wöhlerlinie	54
2.3.2 Kennwerte der synthetischen Wöhlerlinie	55
3. Experimentelle Untersuchungen	64
3.1 Werkstoffversuche	64
3.1.1 Statischer Zugversuch	67
3.1.2 Dehnungskontrollierte Zugversuche	73
3.1.3 Erst-Entlastungsversuche (BAUSCHINGER Versuche)	85
3.2 Bauteilversuche	89
3.2.1 Probendefinition	90
3.2.2 Versuchsaufbau	90
3.2.3 Bestimmung Autofrettagedruck	92
3.2.4 Innendruckschwell-Einstufenversuche	94
3.2.5 Innendruckschwell-Zweistufenversuche	106

	Seite
3.3 Metallographische Untersuchungen	112
3.3.1 Gefügeuntersuchungen	113
3.3.2 Fraktographische Untersuchungen	116
4. Finite-Elemente-Methode Berechnungen	118
4.1 Definition des Modells und Randbedingungen	118
4.2 Elastische FEM-Berechnungen	122
4.3 Elastisch-plastische FEM-Berechnungen	127
5. Berechnung der Bauteil-Wöhlerlinien	130
5.1 Abschätzung der Anrisslebensdauer nach dem Kerbdehnungskonzept	130
5.1.1 Anriss-Wöhlerlinien für Bauteile ohne Autofrettage	133
5.1.2 Anriss-Wöhlerlinien für Bauteile mit Autofrettage	140
5.1.3 Anriss-Wöhlerlinien bei Belastung mit Spannungsverhältnis $R = 0,5$	149
5.2 Berechnung der Synthetischen Wöhlerlinien nach SWL1999	151
5.2.1 Bruch-Wöhlerlinien für Bauteile ohne Autofrettage	151
6. Zusammenfassung und Ausblick	161
7. Literaturverzeichnis	169
8. Symbolik und Abkürzungen	175
8.1 Verwendete Symbole	175
8.2 Abkürzungen	178
8.3 Abbildungsverzeichnis	179
Anhang	187

1. Einleitung

In der vorliegenden wissenschaftlichen Arbeit wird das Ermüdungsfestigkeitspotential an autofrettierten Kugelgraphitguss-Bauteilen unter schwingender Innendruckbelastung behandelt. Dies erfolgt einerseits durch experimentelle Untersuchungen an Bauteilproben unter verschiedenen Schwellbelastungen durch Innendruck und wird weiter unter Anwendung zweier Berechnungskonzepte, welche hier auf den Werkstoff Kugelgraphitguss übertragen worden sind, mit Hilfe von Werkstoffkenngrößen berechnet.

Der Werkstoff Kugelgraphitguss findet heute Verwendung in der Dieseleinspritztechnik im Automobilbau. Dort werden Hochdruck führende Bauteile aus Guss mit spanend eingebrachten Verbindungskanälen unter Betriebsdrücken bis 1600 bar belastet. Zur Erreichung schärferer und damit eingengerter Abgasanforderungen ist es notwendig, die Einspritzdrücke weiter zu erhöhen, was die Entwicklung von Komponenten mit gesteigerter Ermüdungsdruckfestigkeit notwendig macht.

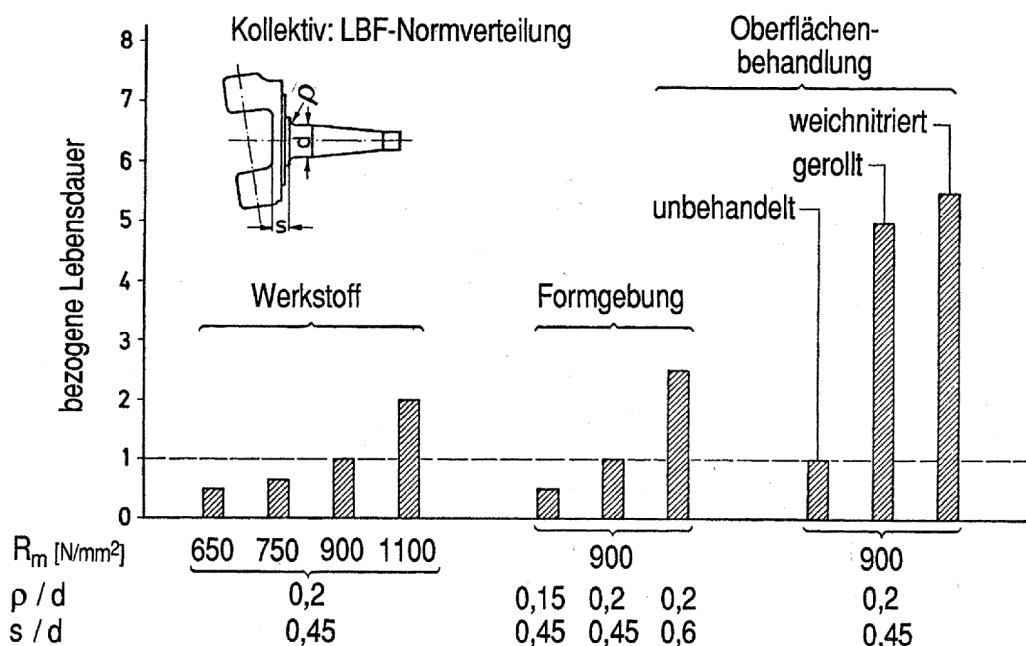


Bild 1.1: Möglichkeiten der Lebensdauersteigerung bei einem Achsschenkel nach GÄBNER und SCHÜTZ [4]

In Anlehnung an andere Einsatzgebiete, in denen ebenfalls die Forderung nach höherer Betriebsbelastung besteht, sind verschiedene Verfahren zur Lebensdauersteigerung möglich [4].

Am Beispiel Achsschenkel (Bild 1.1) mit Kerbe am Übergang zum Nabenzapfen kommen die Verfahren nach der Einteilung, höher fester Werkstoff, Formgebung und Oberflächenbehandlung in Betracht. Unter Verwendung eines Werkstoffes mit höherer Festigkeit lässt sich nach dieser Untersuchung nur die geringste Lebensdauersteigerung erzielen. Eine Optimierung in der Formgebung sowie Oberflächenbehandlung zeigen hier ein vergleichbar deutlich höheres Potential zur Erhöhung der Bauteilfestigkeit.

Übertragen auf Druck innen führende Bauteile mit gebohrten Kanälen kann eine günstigere Formgebung zum einen durch die geometrische Auslegung der Bohrungsverzweigungen und weiter durch die Verrundung und Glättung der sich ergebenden Kanten im Bauteil herbei geführt werden. Die Optimierung der Bohrungsverzweigungen durch Veränderung der Bohrungsrichtungen und Durchmesser ist hierbei jedoch häufig durch andere geometrische Anforderungen an das Bauteil und die Grenzen der wirtschaftlichen Herstellbarkeit beschränkt. Ebenso lässt sich die Druckfestigkeit am Bauteil durch vergrößerte Verrundungsradien oder auch verbesserte Oberflächenrauheiten an den Bohrungswänden einschließlich Verzweigungen, welche durch verschiedene fertigungstechnische Verrundungsprozesse erzeugt werden können, nur begrenzt steigern.

Eine Oberflächenbehandlung in den Bohrungskanälen an Bauteilen für Innendruckbelastung kann einerseits durch Wärmebehandlung mit Anreicherungsgas (z.B. Nitrieren, Einsatzhärten), durch lokale mechanische Verfahren (z. B. Kalibrierung, Kugelstrahlen) oder hydraulisches Autofrettieren vorgenommen werden. All diese Verfahren haben die Erzeugung von verbleibenden Druckeigenstressungen an der Oberfläche gemeinsam. Sind die Bohrungen sehr tief und klein, kann nur bei entsprechend langer Anreicherung der Oberfläche durch Fremdatome eine ausreichende Oberflächenwirkung mittels Wärmebehandlung erzielt werden, welche dann noch zusätzlich schwierig kontrollierbaren Prozessschwankungen unterliegt. Ebenso lassen sich mechanische Oberflächenverfahren zum Einbringen von Druckeigenstressungen durch die schlechte Zugänglichkeit bei tiefen und dünnen Bohrungskanälen nur sehr bedingt anwenden.

Ein besonders geeignetes Randschichtverfestigungsverfahren für speziell Druck innen führende Bauteile, stellt die hydraulische Autofrettage dar.

Bei diesem Verfahren wird durch eine in der Regel einmalige Überdruckbelastung verbleibende Druckeigenspannung in den Bohrungskanälen und Verzweigungen erzeugt. Notwendigerweise muss dieser Überdruck (= Autofrettagedruck) höher als der Grenzdruck zur plastischen Verformung der Bohrungswand sein. Bei der Entlastung vom Autofrettagedruck wird dann das an der Bohrungswand plastisch gedehnte Material von dem elastischen Rückformverhalten des im tieferen Wandbereich liegenden Materials zusammengeschnürt. Dadurch entsteht an der Innenwand des Druckkanals eine Druckeigenspannung (Bild 1.2).

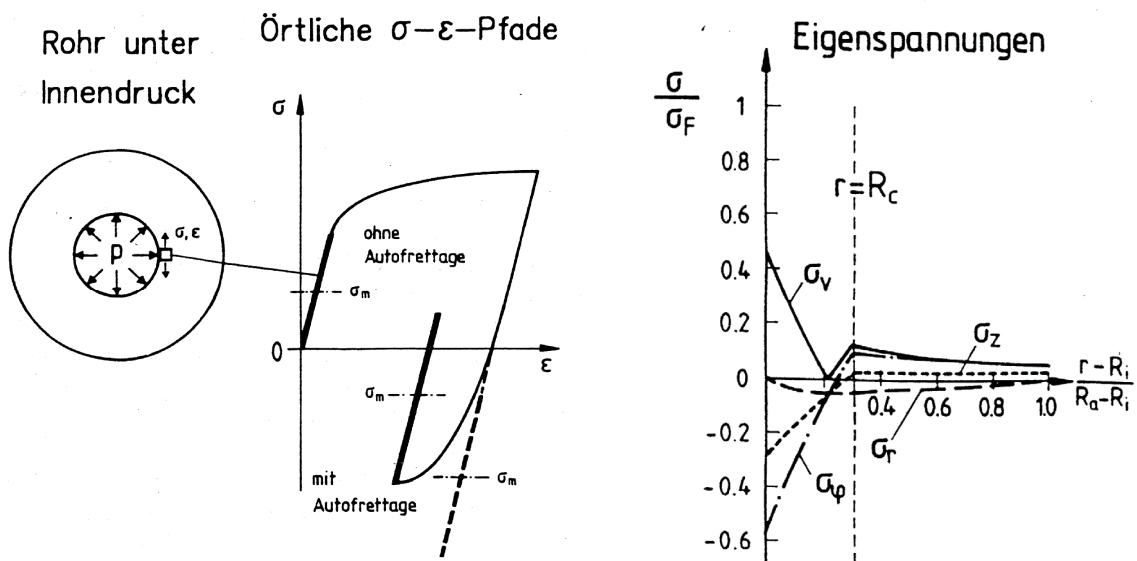


Bild 1.2: Druckeigenspannungen durch Autofrettage an innendruck-belasteten Bauteilen, am Beispiel dickwandiges Rohr [1]

Die Autofrettage wird seit dem Anfang des 20. Jahrhunderts eingesetzt. Im Übersichtsbeitrag über die Entwicklung der Hochdrucktechnik von Kendall [43] wird berichtet, dass bereits im Jahre 1913 in Frankreich Kanonenrohre autofrettiert wurden. Die ursprüngliche Verfahrensweise des Autofrettierens von Kanonenrohren bestand im Gegensatz zu der hier behandelten hydraulischen Autofrettage darin, dass die Druckeigenspannungen durch aufgeschrumpfte Ringe erzeugt wurden. Daher stammt vermutlich auch nach Jacob [44] der Begriff "Autofrettage", welcher sinngemäß mit "Selbstberingung" übersetzt werden kann.

Heute ist die Autofrettage in der Hochdrucktechnik weit verbreitet und wird zur Druckfestigkeitssteigerung von Leitungen, Druckverteilern und Armaturen eingesetzt. Seit einigen Jahren wird der hydraulische Autofrettageprozess auch in der Dieseleinspritztechnik für Verbrennungsmotoren bei sehr hohen Drücken genutzt. Ihre Anwendung beschränkt sich hierbei auf Leitungswerkstoffe und Stähle. In den Forschungsarbeiten Autofrettage I bis III [1, 2, 15] wurden umfangreiche Untersuchungen zur Autofrettagewirkung am Vergütungsstahl 42CrMo4 und auch einsatzgehärteten Werkstoffen z.B. 18CrNiMo7-6 bei Autofrettagedrücken bis 8000 bar intensiv durchgeführt.

Eine Anwendung der Autofrettage auf Kugelgraphitgusswerkstoffe ist in der Literatur bislang nicht zu finden und soll in dieser Arbeit erstmalig behandelt werden. Im Gegensatz zur Autofrettage an Stählen sind durch die niedrigeren plastischen Werkstoffkennwerte kleinere notwendige Autofrettagedrücke zu erwarten.

Die vorliegende Arbeit umfasst Untersuchungen zur Ermüdungsfestigkeitssteigerung im Dauer- und Zeitfestigkeitsbereich durch Randschichtverfestigung mittels Autofrettage an den Kugelgraphitguss Sorten EN-GJS-400-18, EN-GJS-500-7 und EN-GJS-600-3. Zusätzlich wird der Verrundungseinfluss an den Kanten der Bohrungsverzweigung betrachtet.

Durch Anwendung der Berechnungskonzepte

- Kerbdehnungskonzept [1, 6, 34] und
- Synthetische Wöhlerlinien SWL [7]

auf die Kugelgraphitgusswerkstoffe werden die Bruch- oder Ermüdungs-Wöhlerlinien für die verschiedenen Werkstoffe berechnet und mit den experimentellen Bauteil-Wöhlerlinien aus Innendruckschwell-Einstufenversuchen verglichen.

Das Kerbdehnungskonzept (Bild 1.3) wurde bereits in den Forschungsarbeiten Autofrettage I [1] in einer erweiterten Form für autofrettierte Bauteile aus Stahl angewandt. Dieses Berechnungskonzept betrachtet das örtliche elastisch-plastische Spannungs- und Dehnungsverhalten an der Kerbe. In der vorliegenden Arbeit wird nun die Übertragbarkeit und die Ergebnisqualität dieses Berechnungsverfahrens auf autofrettierte Kugelgraphitgussbauteile EN-GJS untersucht.

Das Berechnungskonzept der Synthetischen Wöhlerlinien wurde 1983 (SWL1983) im Auftrag des VDEh zur Berechnung von Wöhlerlinien für Bauteile aus Stahl, Stahlguss und Grauguss entwickelt und 1998 in die FKM Richtlinie „Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsrechnung“ mit übernommen. Eine 1999 vorgestellte Weiterentwicklung des Berechnungs-Konzepts SWL1999, erlaubt heute auch die Bauteilwöhlerlinien aus Kugelgraphitguss auf der Basis des Nennspannungskonzepts, siehe Bild 1.3., auf einfache Weise zu bestimmen.

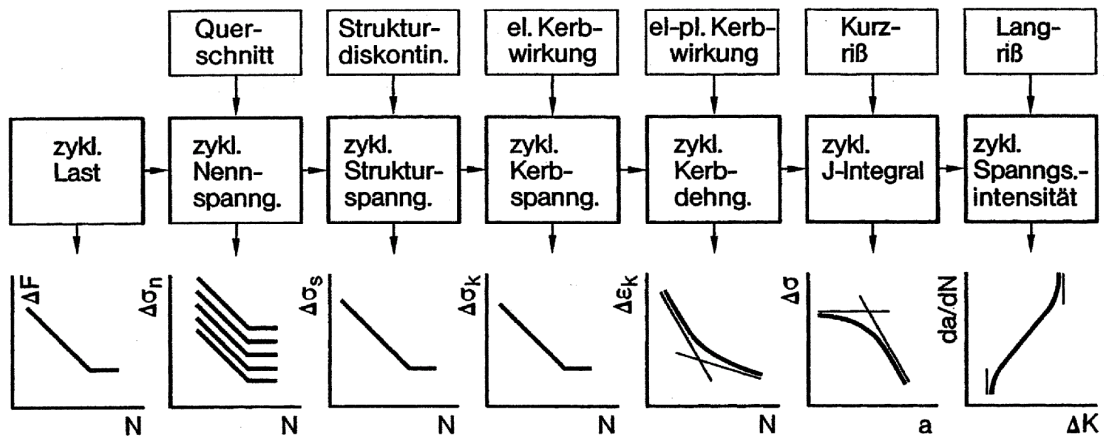


Bild 1.3: Übersicht der globalen und lokalen Berechnungskonzepte zur Abschätzung der Schwingfestigkeit an Bauteilen [54]

Für die Bestimmung der Haltbarkeit an Bauteilen bei Belastung mit kleinen Schwingspielen entsprechend praxisnaher Betriebsbelastung wurden Zweistufenversuche bei gleichbleibendem Maximaldruck und verändertem Mitteldruck durchgeführt, um daraus die Schädigungsgrenze für kleine Schwingspiele (Omission-Level) experimentell zu ermitteln.

2. Theoretische Grundlagen

In dem folgenden Kapitel soll eine Kurzdarstellung der bekannten Grundlagen zur Berechnung der Schwing- und Ermüdungsfestigkeit an Bauteilen gegeben werden. Unter Verwendung dieser Grundlagen werden weiter zwei Lebensdauerberechnungsverfahren aufgeführt. Diese sind zum einen, das Kerbdehnungskonzept mit Erweiterung zur Anwendung auf autofrettierte Bauteile [1], zum anderen basierend auf dem Nennspannungskonzept, die Entwicklung der synthetischen Wöhlerlinien [7] für den Werkstoff Kugelgraphitguss.

2.1 Kenngrößen zur Berechnung der Ermüdungsfestigkeit

Zunächst sollen die in der Schwingfestigkeit bekannten und verbreiteten Kenngrößen mit den formelmäßigen Zusammenhängen dargestellt werden.

2.1.1 Mehrachsige Beanspruchung – Vergleichsspannungshypothese

Die meisten realen Bauteile erfahren, besonders an den Kerbstellen, eine mehrachsige Beanspruchung aus den dort wirkenden Einzelspannungen. Diese können in verschiedene Richtungen wirkende Zug-, Druck- und auch Schubspannungen sein. Um die verschiedenen Spannungskomponenten in einer vergleichbaren Einzelspannung zusammenfassen zu können wurden Festigkeitshypothesen entwickelt. Die Festigkeitshypothese ordnet somit jedem mehrachsigen Spannungszustand einen festigkeitsmäßig gleichwertigen fiktiven einachsigen Spannungszustand zu. Die so gewonnene Vergleichsspannung σ_v ist dem Festigkeitskriterium des Werkstoffes bei einachsiger Prüfbeanspruchung gegenüberzustellen [3]. Dabei können die Hypothesen im Zeit- und Dauerfestigkeitsbereich angewendet werden. Die herkömmlichen Festigkeitshypothesen für die Schwingfestigkeit setzen die Hauptspannungsrichtung als körperfest voraus und die Spannungskomponenten schwingen synchron. Die Amplituden und Mittelwerte der Komponenten sind zueinander identisch-proportional.

Während bei Bauteilversagen an spröden Werkstoffen durch verformungslosen Trennbruch die Normalspannungshypothese zur Anwendung kommt, hat sich bei proportionaler mehrachsiger Beanspruchung duktiler Werkstoffe, bei und nahe der Dauerfestigkeit, die Hypothese der Gestaltänderungsenergie nach VON MISES bewährt [3].

Allgemeine Darstellung der Hypothese nach Gestaltänderungsenergie

$$\sigma_{v,el} = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot [(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + 6 \cdot (\sigma_{12}^2 + \sigma_{23}^2 + \sigma_{31}^2)]} \quad (2.1)$$

Vereinfachung im Falle reiner Hauptspannungen

$$\sigma_{v,el} = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (2.2)$$

Ebenfalls für duktile Werkstoffe kann die Schubspannungshypothese nach TRESKA angewandt werden. Diese weicht aber um bis zu 15% von den Werten nach der Gestaltänderungsenergiehypothese ab [3]. Für die weiteren Berechnungen in der vorliegenden Arbeit wird ausschließlich die Vergleichspannungshypothese nach VON MISES angewandt.

Die Vergleichspannungshypothese soll für das Beispiel eines mit Innendruck belasteten dickwandigen Rohres näher erläutert werden:

Dickwandige Rohre sind definiert als Rohre mit einem Verhältnis von Außen- zu Innenradius $R_a / R_i > 1,2$. Im Gegensatz zu den dünnwandigen Rohren (Anwendung der Kesselformel) ist hier die Wandstärke so groß, dass der Verlauf der Tangentialspannung σ_φ über den Querschnitt nicht mehr als konstant angenommen werden kann. Auch darf die Spannung in radialer Richtung σ_r nicht mehr vernachlässigt werden. Aufgrund der räumlichen Symmetrie und ausschließlichen Belastung des Rohres durch Innendruck, können keine Schubspannungen $\tau_{\rho\varphi}$, $\tau_{z\varphi}$ auftreten. Der Spannungszustand reduziert sich dann auf den Hauptspannungszustand σ_r , σ_φ und σ_z (siehe Bild 2.1). Dies gilt unabhängig von den Randbedingungen an den Rohrenden und unabhängig vom elastischen oder elastisch-plastischen Werkstoffverhalten [1].

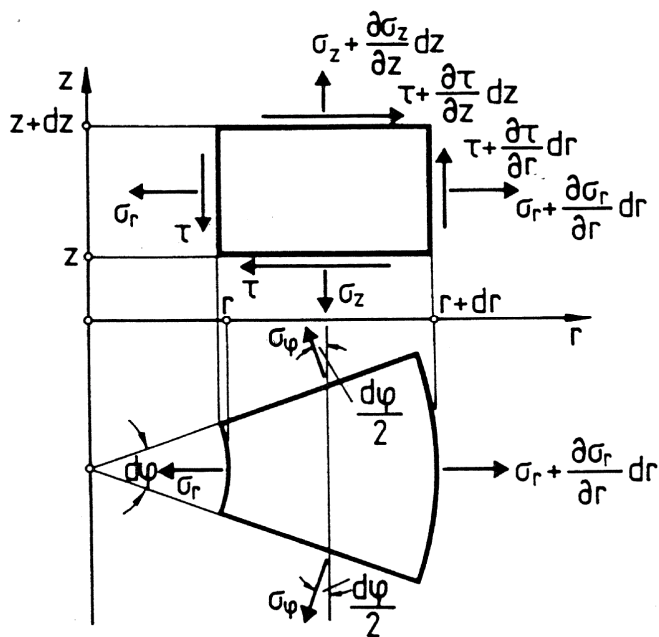


Bild 2.1: Freigeschnittenes Volumenelement für einen räumlich achsen-symmetrischen Spannungszustand [1]

Für eine Belastung am dickwandigen Rohr mit reinem Innendruck $\sigma_{r,r = R_i} = -p$ und $\sigma_{r,r = R_a} = 0$ ergeben sich dann die Hauptspannungskomponenten zu:

$$\sigma_r = -p \cdot \frac{R_i^2}{R_a^2 - R_i^2} \left[\left(\frac{R_a}{r} \right)^2 - 1 \right] \quad (2.3)$$

$$\sigma_\varphi = -p \cdot \frac{R_i^2}{R_a^2 - R_i^2} \left[\left(\frac{R_a}{r} \right)^2 + 1 \right] \quad (2.4)$$

Die über den Rohrquerschnitt konstanten Längsspannungen in der Rohrachse hängen von den vorhandenen Randbedingungen an den Rohrenden ab.

$$\sigma_z = p \cdot \frac{R_i^2}{R_a^2 - R_i^2} \quad \text{für geschlossene Rohrenden} \quad (2.5)$$

$$\sigma_z = 0 \quad \text{für offene Rohrenden} \quad (2.6)$$

$$\sigma_z = 2 \cdot \nu \cdot p \cdot \frac{R_i^2}{R_a^2 - R_i^2} \quad \text{für den ebenen Dehnungszustand} \quad (2.7)$$

Für alle Randbedingungen treten die größten Spannungen an der Rohrwand ($r = R_i$) auf. Hierbei ist σ_φ die größte, σ_z die mittlere und σ_r die kleinste Hauptspannung (siehe Bild 2.2). Damit ergibt sich die VON MISES Vergleichspannung zu

$$\sigma_{v,el} = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot [(\sigma_\varphi - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2 + (\sigma_r - \sigma_\varphi)^2]}. \quad (2.8)$$

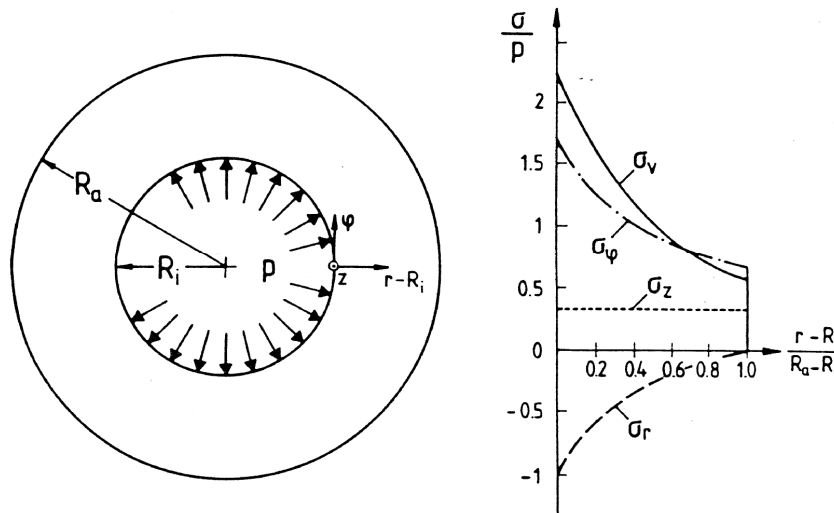


Bild 2.2: Spannungsverlauf in der Rohrwand für den ebenen Dehnungszustand nach der Elastizitätstheorie (σ_v nach VON MISES) [1]

2.1.2 Spannungsverhältnis - Mittelspannungsempfindlichkeit

In der Ermüdungsfestigkeit wird davon ausgegangen, dass sich eine Schädigung bzw. eine Risseinleitung aufgrund häufig wiederholender Beanspruchungen (siehe Bild 2.3) ergibt. Je nach Beanspruchungsform können die schwingenden Beanspruchungen im Druckschwell-, im Wechsel- und im Zugschwellbereich liegen. Die Einordnung der Beanspruchungsformen in die verschiedenen Belastungsbereiche ist mit der Angabe des Spannungsverhältnisses R gegeben [3].

$$R = \frac{\sigma_u}{\sigma_o} \quad (2.9)$$

- $1 < R < \pm \infty$ Druckschwellbeanspruchung
- $-\infty < R < 0$ Wechselbeanspruchung (mit dem Sonderfall $R = -1$ für reine Wechselbeanspruchung)
- $0 \leq R \leq 1$ Zugschwellbeanspruchung

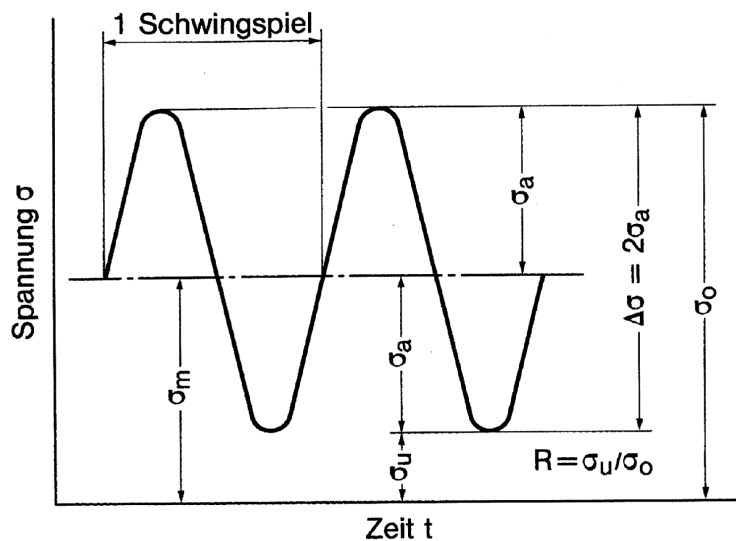


Bild 2.3: Kenngrößen bei schwingender Beanspruchung [3]

Für Innendruck beanspruchte Bauteile treten physikalisch bedingt, gegeben durch rein positive Drücke, nur Zugschwellbeanspruchungen auf. Die bei der Druckbelastung in den Bauteilen entstehenden Spannungskenngrößen sind Unterspannung σ_u bei kleinstem Druck und Oberspannung σ_o bei höchstem Druck. Die dazugehörige Spannungsamplitude σ_a sowie die Mittelspannung σ_m können wie folgt berechnet werden.

$$\sigma_a = \frac{1}{2}(\sigma_o - \sigma_u) \quad (2.10)$$

$$\sigma_m = \frac{1}{2}(\sigma_o + \sigma_u) \quad (2.11)$$

Der Einfluss der Spannungsverhältnisse bei unterschiedlichen Mittelspannungen lässt sich, ausgehend von den ermittelten Wöhlerlinien, in einem Dauerfestigkeitsschaubild darstellen. In der neuzeitlichen Schwingfestigkeitsforschung wird das Schaubild nach HAIGH [60] bevorzugt. Hier ist die Spannungsamplitude vertikal und die dazugehörige Mittelspannung horizontal aufgetragen. Es kann problemlos zu einem Dauer- und Zeitfestigkeitsschaubild erweitert werden und vermittelt damit die volle Information aus Wöhlerlinien für verschiedene Spannungsverhältnisse oder Mittelspannungen [4].

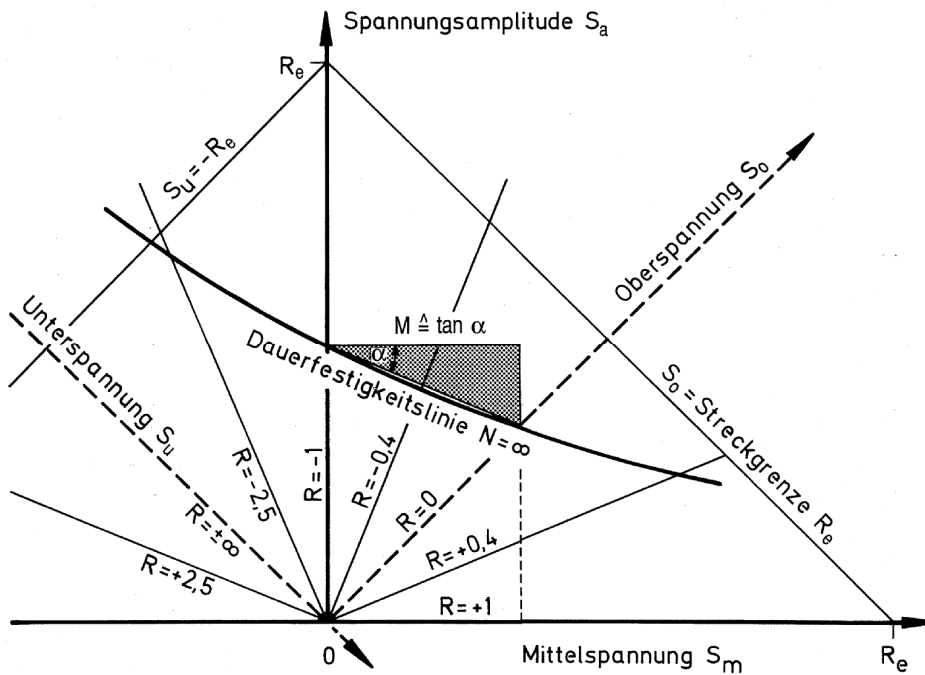


Bild 2.4: Dauerfestigkeitsschaubild nach HAIGH [4]

Nach einem Vorschlag von SCHÜTZ [8] kann der Einfluss der Mittelspannung auf die Höhe der ertragbaren Spannungsamplituden in einem Zahlenwert M angegeben werden.

$$M = \frac{S_a(R = -1) - S_a(R = 0)}{S_m(R = 0)} \quad (2.12)$$

In den Ausführungen der FKM Richtlinie [5] wird in besserer Übereinstimmung mit allgemeinen Versuchsergebnissen die Mittelspannungsempfindlichkeit in einem dreifach abgeknickten Kurvenzug angegeben. Im Bereich $-\infty \leq R \leq 0$ ist die Neigung der Mittelspannungsempfindlichkeit M , im Bereich $0 < R \leq 0,5$ flacht die Steigung auf $M/3$ ab und für $R \leq -\infty$ sowie $0,5 < R$ wird ein horizontaler Verlauf der Mittelspannungsempfindlichkeit vorgeschlagen.

In Bild 2.5 sind die Mittelspannungsempfindlichkeiten verschiedener Stahl- und Aluminiumwerkstoffe dargestellt. Sie erweisen sich als Funktion der Zugfestigkeit. Die Mittelspannungsempfindlichkeiten müssen für die Dauer- und Zeitfestigkeitsrechnung berücksichtigt werden [4]

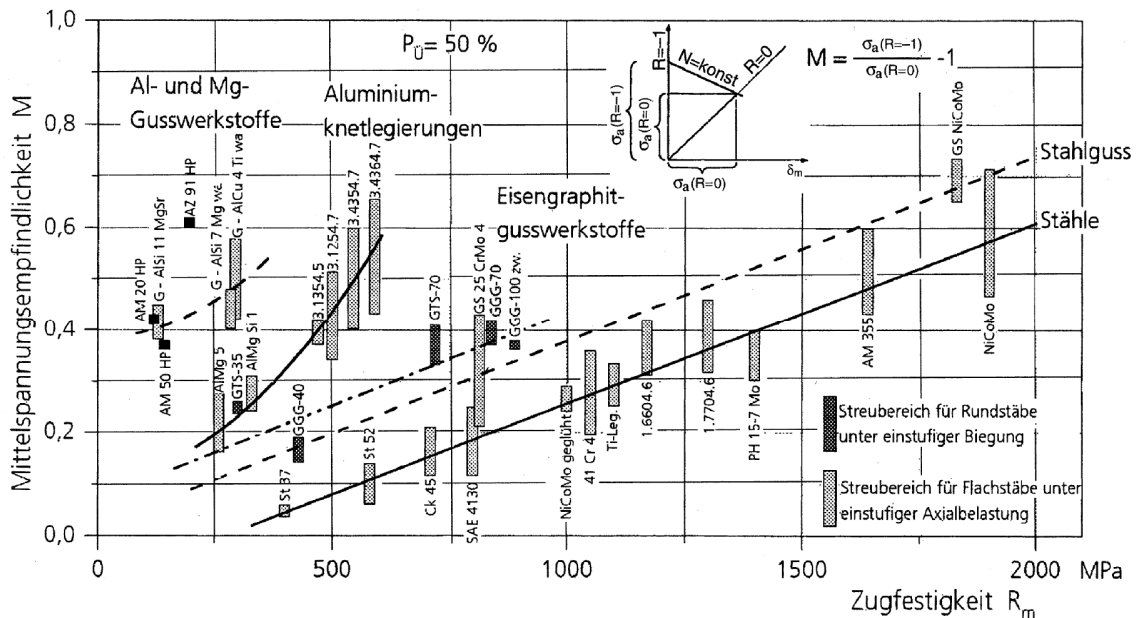


Bild 2.5: Mittelspannungsempfindlichkeit M verschiedener Stahl-, Eisenguss und Aluminium-Werkstoffe, nach SONSINO [4]

2.1.3 Kerbformzahl

Ein unter Last stehendes Bauteil erfährt an den Kerbstellen eine von der Nennspannung S abweichende Spannungsüberhöhung, welche als Kerbspannung σ_{kmax} bezeichnet wird. Kerbstellen können Querschnittsübergänge, Absätze, Bohrungen sowie Stellen einer örtlichen Kraffeinleitung sein [4].

Das Verhältnis von Kerbspannungshöchstwert σ_{kmax} zur Nennspannung S unter Voraussetzung eines rein elastischen Werkstoffverhaltens wird als Kerbformzahl K_t (kurz: Formzahl) oder Kerbfaktor α_k verstanden.

$$K_t = \alpha_k = \frac{\sigma_{kmax}}{S} \quad (2.13)$$

Wegen des unterstellten elastischen Werkstoffverhaltens ist die Formzahl unabhängig vom Werkstoff und wird allein von der Bauteilgestalt, sowie von der Beanspruchungsart bestimmt. Die Formzahl ist für unterschiedliche Belastungsarten gültig. Für die axiale Belastung ergeben sich die höchsten, für Biegebeanspruchung kleinere und für die Verdrehbeanspruchung die kleinsten Formzahlwerte [4]. Herrscht an den Kerben ein mehrachsiger Spannungszustand, geht die Vergleichsspannung σ_v als Kerbvergleichsspannung in die Formzahl mit ein.

Grundsätzlich ist zu bedenken, dass die Formzahl α_k abhängig ist von der Art, wie die Nennspannung berechnet bzw. der Nennquerschnitt definiert wird. Üblicherweise bezieht man für Zugproben die Nennspannung auf den durch die Kerbe verminderten Nettoquerschnitt, seltener auf den ohne Kerbe gegebenen Bruttoquerschnitt, was sich deutlich in der Kerbformzahl bemerkbar macht [4].

Für Innendruck beanspruchte Bauteile muss ebenfalls eine Definition der Nennspannung gewählt werden. Ausgehend von der allgemeinen Darstellung des Zusammenhangs zwischen beliebiger Lastgröße L und der örtlichen elastizitätstheoretischen Spannung σ_v über einen Übertragungsfaktor c gilt [1]:

$$\sigma_v = c \cdot L \quad (2.14)$$

Als Lastgröße kann jede lastproportionale Größe (z.B. Kraft, Moment, Nennspannung, Dehnung usw.) verwendet werden. Bei Bauteilen unter Innendruck liegt der Ort der maximalen Beanspruchung in der Regel am Druckkanal, siehe Bild 2.6. Dort entspricht der Innendruck p der Spannung in radialer Richtung σ_r . Somit kann der Innendruck p auch als Nennspannung interpretiert werden. In diesem Fall kann der Übertragungsfaktor c der Kerbformzahl K_t gleichgesetzt werden. Daraus ergibt sich die Beziehung zwischen Nennspannung und örtlicher elastischer Vergleichsspannung zu

$$\sigma_v = K_t \cdot p \quad (2.15)$$

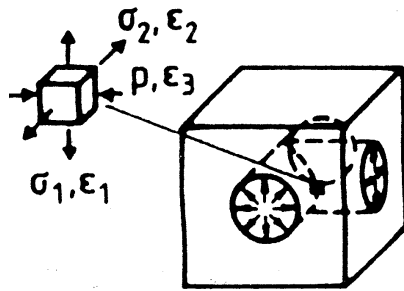


Bild 2.6: Geometrie und Lastkonfiguration am innendruck-beanspruchten Bauteil, Nennspannung = Druck p [1]

2.1.4 Kerbwirkungszahl - Größeneinfluss

Unter der Kerbwirkungszahl β_k wird nicht nur die Beanspruchungserhöhung an den Kerben verstanden, sondern auch deren Auswirkung auf die Schwingfestigkeit. Die Kerbwirkungszahl bezeichnet das Verhältnis der Dauerfestigkeit ($N_D = 10^6 - 10^7$) der ungekerbten polierten Zugprobe zu jener der gekerbten Probe oder des entsprechenden Bauteils, ausgedrückt durch die Nennspannung bei Wechselfestigkeit mit der Mittelspannung $\sigma_m = 0$, also einem Spannungsverhältnis $R = -1$. Die Kerbwirkungszahl ist jedoch auch auf die Zeit- und Kurzzeitfestigkeit und auf Mittelspannungen ungleich Null übertragbar, wobei sich dann die Zahlenwerte ändern [3].

$$\beta_k = \frac{\sigma_{n,D}(\alpha_k = 1)}{\sigma_{n,D}(\alpha_k > 1)} \quad \text{mit } (R = -1) \quad (2.16)$$

Die Kerbwirkungszahl hängt von der relativen und absoluten Kerbschärfe, von der Belastungsart und vom Werkstoff ab. Sie hängt aber auch von der Probe und Bauteilgröße ab, die über den Kerbradius als spannungsmechanischer Größeneinfluss zum Tragen kommt.

In der Literatur werden verschiedene Formeln vorgeschlagen, wie mit Hilfe der Formzahl die Kerbwirkungszahl berechnet werden kann. Diese gehen nahezu alle auf zwei Grundbeziehungen zurück, welchen gemeinsam ist, dass die Kerbwirkungszahl umso mehr hinter der Formzahl zurückbleibt, je kleiner der Kerbradius ist [4]. Die grundlegenden Arbeiten hierzu sind:

1. Kerbempfindlichkeit nach THUM und Mitarbeitern [9]
2. Stützziffer nach SIEBEL und Mitarbeitern [10]

wobei letztere den Größeneinfluss behandelt.

Mit dem Begriff Größeneinfluss wird das Phänomen beschrieben, dass die Beanspruchbarkeit von Bauteilen mit zunehmender Größe bei gleich bleibenden Abmessungen abnimmt. Nach KLOOS [12] kann aufgrund der Entstehungsursache zwischen dem

- spannungsmechanischen bzw. geometrischen,
- statistischen,
- technologischen und
- oberflächentechnischen

Größeneinfluss unterschieden werden.

Die Ursache für den statistischen Größeneinfluss beruht im Wesentlichen darauf, dass die Wahrscheinlichkeit eines Schwingbruch auslösenden mikrostrukturellen Fehlers im Material in großen höher beanspruchten Bereichen größer ist, als in kleinen Bereichen z.B. scharfen Bauteilkerben. Der Einfluss überwiegt bei duktilen Werkstoffen bei Annäherung an die Dauerfestigkeit [3]. Der statistische Größeneinfluss kann nach einem Fehlstellenmodell nach WEIBULL [61] ermittelt werden. Wenn die Anriss-(Wechselfestigkeit) σ_{W0} einer ungekerbten Referenzprobe mit dem Spannungsintegral I_0 bekannt ist, kann die örtliche Anriss-(Wechselfestigkeit) σ_{Wk} einer gekerbten Probe mit dem Spannungsintegral I_k an dem Kerbbereich, bestimmt werden mit

$$\sigma_{Wk} = \sigma_{W0} \cdot \left(\frac{I_0}{I_k} \right)^{1/\kappa} . \quad (2.17)$$

Dabei ist κ der WEIBULL-Formfaktor. Der WEIBULL-Formfaktor oder Weibull-exponent wird als werkstoff- und fertigungsbedingte Größe interpretiert. Er wird basierend auf den Schwingfestigkeitsdaten einer Bezugsprobe aus der verteilungsabhängigen Streuspanne in Lastrichtung T_S bestimmt [15].

$$\kappa = \frac{1,91}{\log(T_S)} \quad \text{für die Logitverteilung} \quad (2.18)$$

Wird für Wöhlerlinien die Streuspanne in Schwingspielzahlrichtung T_N angegeben, kann diese über die Wöhlerlinienneigung k mit

$$T_S = T_N \frac{1}{k} \quad (2.19)$$

berechnet werden. Die statistische zyklische Stützziffer n_{st} ergibt sich dann zu

$$n_{st} = \frac{\sigma_{Wk}}{\sigma_{W0}} \cdot \left(\frac{I_0}{I_k} \right)^{1/\kappa} \quad (2.20)$$

Wesentliche Beiträge zur Anwendung des statistischen Größeneinflusses sind in [41] und [64] beschrieben.

Der Effekt des spannungsmechanischen bzw. geometrischen Größeneinflusses wird dadurch erklärt, dass bei großen Spannungsgradienten, ausgehend von der Kerboberfläche in das Bauteilinnere, weniger große Bauteilbereiche unter der Maximalspannung stehen, als bei Bauteilen mit kleinen Spannungsgradienten. Bei Bauteilen ohne Gradient hat der geometrische Größeneinfluss demnach keine Wirkung auf die Festigkeit. Der spannungsmechanische Größeneinfluss mit der Stützziffer n_χ wird im Kapitel 2.1.5 näher erläutert.

Der technologische Größeneinfluss umfasst die Wirkung unterschiedlichen Werkstoffgefüges in einem großen Bauteil gegenüber einer kleinen Probe, hervorgerufen durch unterschiedliche mechanische und thermische Herstellungsverfahren. Die Schwingfestigkeit zeigt sich dabei abhängig von Größe, Form und Verteilung der nichtmetallischen Einschlüsse [3] (z.B. Graphitkornverteilung im Kugelgraphitguss). In der FKM-Richtlinie wird der technologische Größeneinfluss nach einem effektiven Durchmesser in der Zugfestigkeit berücksichtigt. Eine Auswirkung kommt jedoch erst ab größeren Bauteilabmessungen (für Kugelgraphitguss > 60 mm) zum Tragen und soll daher hier nicht weiter behandelt werden.

Im oberflächentechnischen Größeneinfluss wird der Einfluss der Oberflächenrauheit und Oberflächenstruktur berücksichtigt. Diesem werden auch die Einflüsse der Verfahren zur Oberflächenbehandlung und der Randschichtverfestigung zugeordnet. Der Schwingfestigkeitseinfluss der Oberflächenrauheit über einen Rauheitsfaktor F_O wird im Kapitel 2.1.6 beschrieben.

Wurde der spannungsmechanische, der statistische und der oberflächentechnische Größeneinfluss ermittelt, kann die Berücksichtigung in der Festigkeitsberechnung entweder auf der Seite der Beanspruchbarkeit „Anheben“ der Schädigungswöhlerlinie oder auf der Seite der Beanspruchungen (Belastbarkeit) durch „Absenken“ der Schädigungswöhlerlinie (siehe Kapitel 2.1.11) mit

$$P_{SWT, Beanspruchung} \leq P_{SWT, Beanspruchbarkeit} \cdot \sqrt{n_\chi^2 \cdot n_{st}^2 - 1 + F_O^2} \quad (2.21)$$

erfolgen.

2.1.5 Spannungsmechanischer Größeneinfluss - Spannungsgradient

Die Berücksichtigung des spannungsmechanischen Größeneinflusses bei der Ermittlung der Schwingfestigkeit erfolgt über die sogenannte Stützziffer $n_\chi > 1$ nach dem Ansatz von SIEBEL und Mitarbeitern [10], der auch in die deutschen Richtlinien aufgenommen wurde. Es gilt die für die Kerbwirkungszahl von der Formzahl und Stützziffer abhängige Beziehung

$$\beta_k = \frac{\alpha_k}{n_\chi} . \quad (2.22)$$

Der Begriff "Stützziffer" resultiert aus der Vorstellung, dass für den Bereich der Kerbspannungsspitze eine gewisse Stützwirkung von dem umgebenden, weniger hoch beanspruchten Werkstoff ausgeht, die die Kerbspannungsspitze nicht voll zur Auswirkung kommen lässt.

Die spannungsmechanische Stützziffer n_χ hängt von der Werkstoffart und der Werkstofffestigkeit, sowie vom bezogenen Spannungsgradienten χ am Ort der höchstbeanspruchten Bauteilstelle ab (Bild 2.7). Der Spannungsgradient wird bestimmt durch den Spannungsabfall beginnend von der höchstbeanspruchten Bauteiloberfläche in das Bauteilinnere. Je größer der Gradient, desto wirksamer ist die Stützwirkung des umgebenden Materials und damit desto stärker die Abminderung der Kerbwirkungszahl zur Formzahl. Niedrigfeste Stähle stützen mehr als hochfeste. Die besonders hohe Stützziffer von Gusseisen und Stahlguss erklärt sich aus der durch Graphiteinschlüsse verursachten hohen inneren Kerbwirkung, die bei ungekerbten und gekerbten Proben gleichermaßen das Bruchgeschehen unter Schwingbeanspruchung bestimmt [3].

Der Spannungsgradient lässt sich berechnen aus:

$$\chi = \frac{1}{\sigma_{k \max}} \cdot \frac{d\sigma_k}{dn} \quad (2.23)$$

Über den Spannungsgradienten gehen absoluter Kerbradius, Probengröße und Beanspruchungsart in die Kerbwirkzahl mit ein, während über die Formzahl der relative Kerbradius erfasst wird. In verschiedenen Darstellungen in der Literatur kann die Stützziffer mit dem Spannungsgradienten in Abhängigkeit von der Werkstoffzugfestigkeit oder Werkstofffließgrenze abgelesen bzw. mit den dort angegebenen Formeln berechnet werden. Die teilweise gewählte Darstellung der Stützziffer n_χ in Abhängigkeit der Fließgrenze anstelle der Zugfestigkeit ist allerdings umstritten [3].

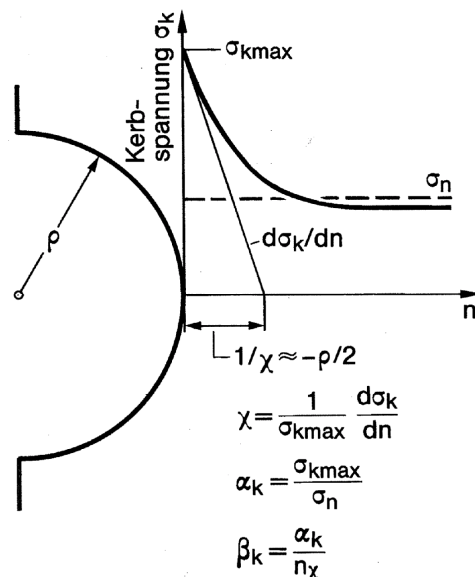


Bild 2.7: Bezogener Kerbspannungsgradient χ , Stützziffer n_χ , Formzahl α_k und Kerbwirkzahl β_k an der Halbkreiskerbe, Darstellung an einem Zugstab [3]

Nach einer Darstellung des VDI (Bild 2.8) in Anlehnung an SIEBEL und STIELER [10] ergibt sich der Zusammenhang zwischen Spannungsgradienten und Stützziffer für den jeweiligen Werkstoff. Er lässt sich aber auch nach einer empirischen Näherungsformel berechnen.

$$n_\chi = 1 + \sqrt{s_g \cdot \chi} \quad (2.24)$$

Die hierbei verwendete Größe s_g wird Gleitschichtdicke genannt, mit der Vorstellung, dass ein Abgleiten der Kristalle in dünner Oberflächenschicht unter gemittelter Kerbspannung Voraussetzung für die Risseinleitung ist [3].

Obwohl die zu Grunde liegenden experimentellen Untersuchungen zum Größeneinfluss bzw. zur Stützwirkung nur im Bereich der Dauerfestigkeit durchgeführt wurden, wird die Stützziffer im Allgemeinen auch im Zeitfestigkeitsbereich angewandt [6].

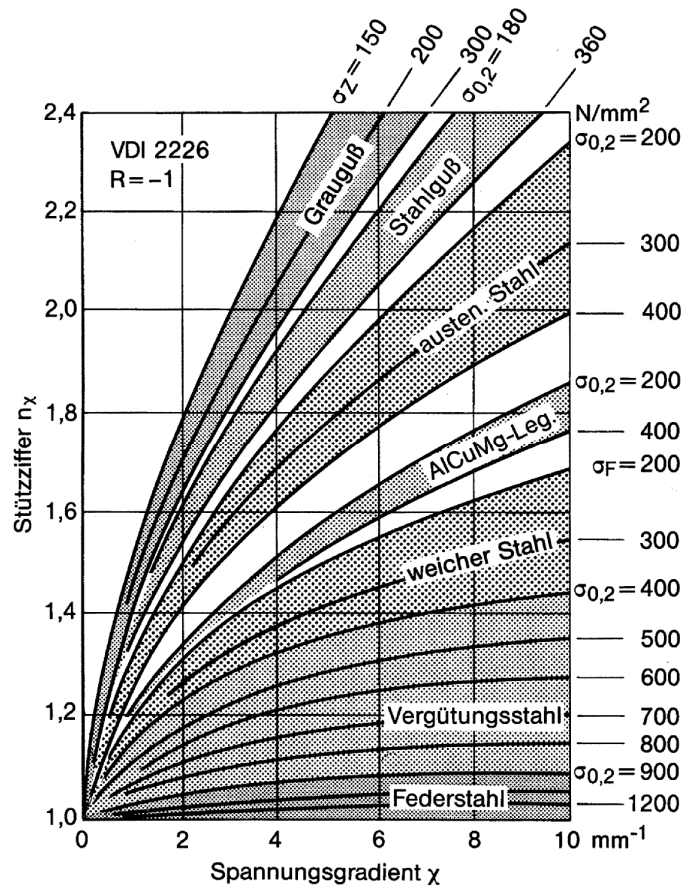


Bild 2.8: Stützziffer und Festigkeitskennwerte unterschiedlicher Werkstoffe (Grauguss = Gusseisen) als Funktion des bezogenen Spannungsgradienten: nach VDI-Richtlinie 2226 in Anlehnung an SIEBEL und STIELER [3]

Speziell für Eisen und Gusswerkstoffe wird in der FKM-Richtlinie [5] eine ähnliche Darstellung (Bild 2.9) angegeben, welche in der vorliegenden Arbeit weitere Verwendung findet.

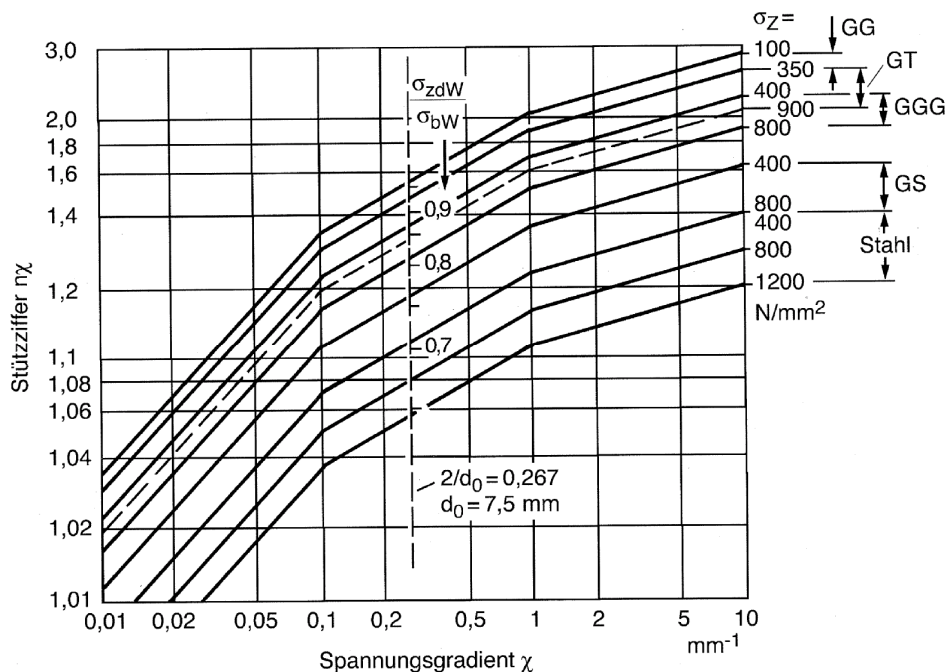


Bild 2.9: Stützziffer und Festigkeitskennwerte von Eisengusswerkstoffen als Funktion des bezogenen Spannungsgradienten: Stahl und Gusseisen (GG Gusseisen mit Lamellengraphit, GGG Gusseisen mit Kugelgraphit, GT Temperguss, GS Stahlguss, nach FKM Richtlinie); umgezeichnet [3]

2.1.6 Oberflächentechnischer Einfluss

Der Einfluss der Oberflächenrauigkeit auf die Bauteilfestigkeit kann nach SIEBEL und GAIER [13], wie auch in der FKM-Richtlinie [5] dargestellt, durch einen empirischen abgeleiteten Abminderungsfaktor oder Rauheitsfaktor F_O erfasst werden. Die an polierten ungekerbten Proben ermittelten Werkstoffwechsel- festigkeiten sind dann um den Rauheitsfaktor abgemindert. Die Rauheitsfaktoren beruhen auf experimentell ermittelten Dauerfestigkeiten ungekerbter Proben mit und ohne Oberflächenrauheit und sind in der Regel in Abhängigkeit von der Rautiefe R_z und der Zugfestigkeit R_m des Werkstoffs dargestellt [4].

Der oberflächentechnische Größeneinfluss F_O wird nach der FKM-Richtlinie [5] über die in Bild 2.10 dargestellten Schaubilder ermittelt. Er lässt sich aber auch nach den dort gleichwertig angegebenen Formeln berechnen.

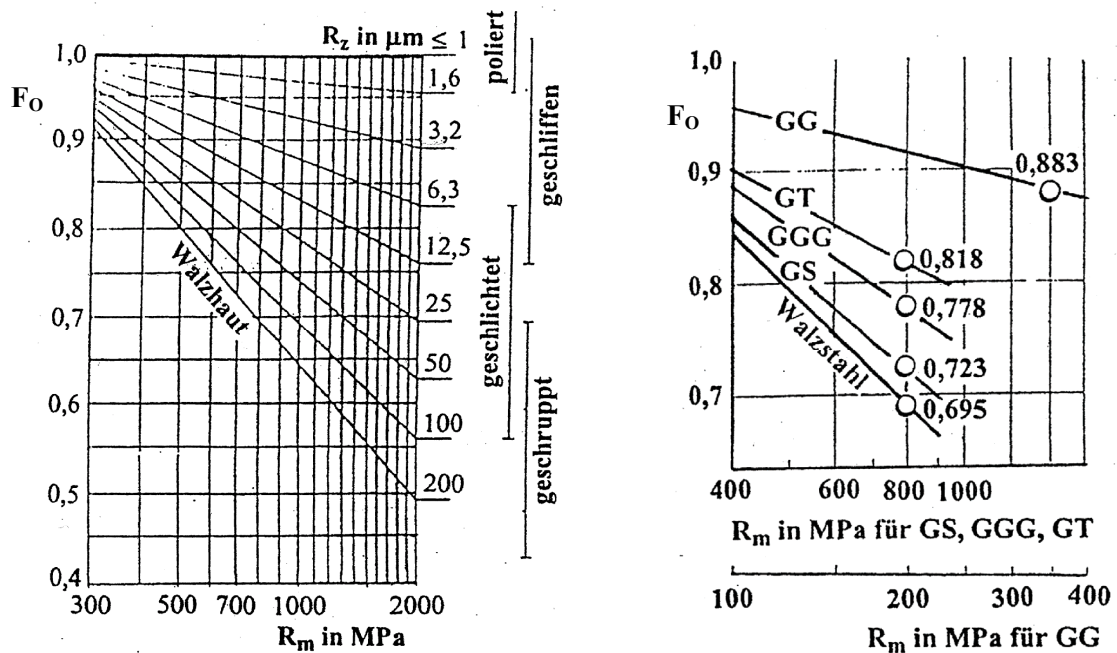


Bild 2.10: Rauheitsfaktor in Abhängigkeit von der Oberflächenrauheit R_z und Zugfestigkeit R_m [6], $K_{R,\sigma}$ in F_o umbenannt

Für einige Werkstoffe, wie z.B. Kugelgraphitguss, bei denen die strukturbedingten Oberflächenrauheiten größer als $R_z = 1$ sind, wird vorgeschlagen, den Oberflächenrauheitseinfluss bezogen auf eine werkstoffstruktur-spezifische Minimalrauheit R_{z0} anzuheben, bis zu der die fertigungstechnische Oberflächenrauheit keinen Einfluss mehr auf die Dauerfestigkeit hat [7].

$$F_{O,\sigma} = \frac{\bar{F}_O(R_z)}{\bar{F}_O(R_{z0})} \leq 1 \quad (2.25)$$

2.1.7 Elastisch-plastische Kerbbeanspruchung

Im Kapitel 2.1.3 wurde beschrieben, dass an Bauteilkerben unter Last eine örtliche Spannungsüberhöhung auftritt. Wird in diesen Kerben bei einer Belastung L_F die werkstoffspezifische Materialfließgrenze $R_{p0,2}$ überschritten, verhalten sich die Kerbspannungen σ und Kerbdehnungen ε nicht mehr proportional zueinander und können somit nicht mehr einfach über die HOOKE'sche Beziehung $E = \sigma / \varepsilon$ aus der Nennspannung berechnet werden [3]. An der Kerbe bildet sich eine plastische Zone aus, die sich mit zunehmender Last vergrößert. Innerhalb der plastischen Zone steigen die Spannungen weniger stark an als im elastischen Bereich. Dies folgt unmittelbar aus dem flachen Verlauf des

2. Theoretische Grundlagen

Werkstoffgesetzes für Spannungen $\sigma > \sigma_F$. Die Dehnungen nehmen dagegen überproportional zu [1]. Die Grenzlaster, bei der sich gerade der gesamte Nennquerschnitt plastisch verformt, wird Traglast L_p oder auch vollplastische Grenzlaster genannt. Unter der Annahme eines elastisch-idealplastischen Werkstoffverhaltens kann die Belastung dann theoretisch nicht weiter zunehmen.

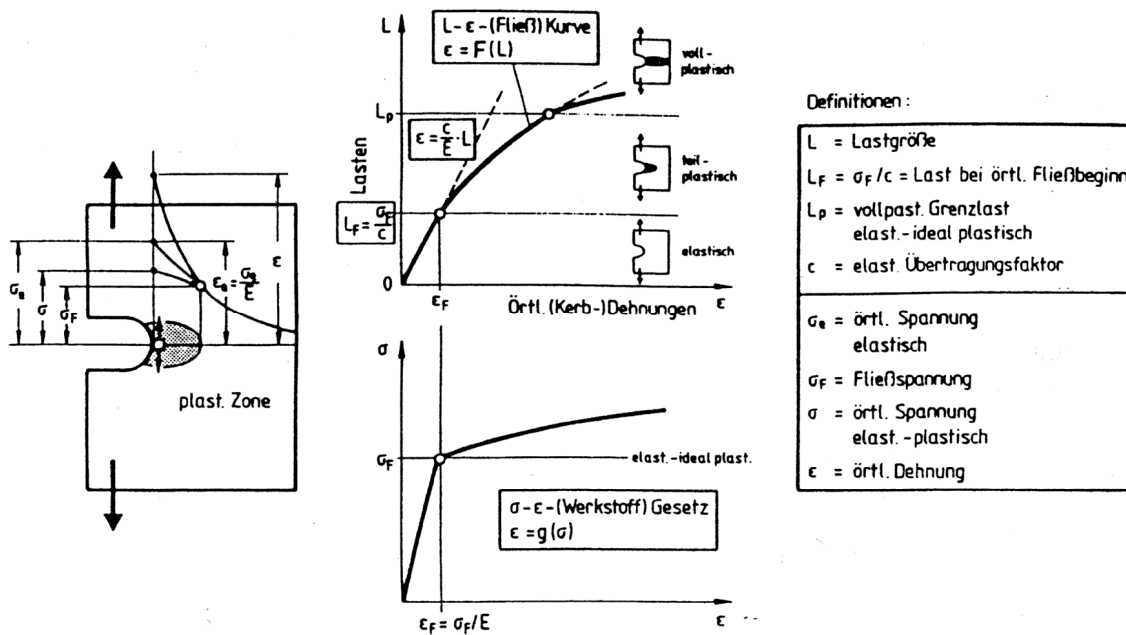


Bild 2.11: Fließkurve, Begriffe und Definitionen [1]

Der vollständige Zusammenhang der örtlichen Spannung σ und Dehnung ϵ an der Kerbe unter einer Last L , ist durch die Fließkurve gegeben (Bild 2.11). Diese kann mit dem geringsten Aufwand über eine Fließkurvennäherungsformel [16, 17] berechnet werden. Eine aufwändigere aber genauere Lösung kann über eine elastisch-plastische Finite-Elemente-Methode Berechnung oder experimentell mit einer Dehnungsmessung an der Kerbe erfolgen [1].

Die Kerbnäherungsbeziehung nach NEUBER [16] ist die bekannteste Fließkurvennäherungsformel und wird am häufigsten verwendet. Ausgehend von der Makrostützwirkungsformel nach NEUBER ist der Zusammenhang zwischen inelastischer Spannungsformzahl α_σ , Dehnungsformzahl α_ϵ und der elastischen Formzahl α_k gegeben durch [3]

$$\alpha_\sigma \cdot \alpha_\epsilon = \alpha_k^2 \quad (2.26)$$

Nach [4] kann die elastisch-plastische Kerbgrundbeanspruchung nach der vereinfachten NEUBER-Regel wie folgt berechnet werden. Hierbei gilt die Annahme, dass die Nennspannung mit einer Nenndehnung $e = S / E$ noch vom Kerbquerschnitt elastisch ertragen wird, d.h. keine vollständige Plastifizierung des Nennquerschnitts vorliegt.

$$\sigma \cdot \varepsilon = \frac{\sigma_H^2}{E} = \frac{(\alpha_k \cdot S)^2}{E} \quad (2.27)$$

Abbildung (Bild 2.12) veranschaulicht die Neuber-Regel für den vereinfachten Fall.

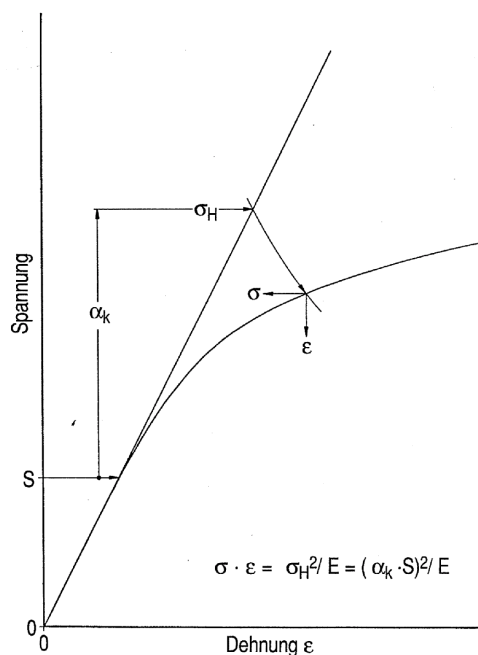


Bild 2.12: NEUBER-Regel für den vereinfachten Fall, dass die Nennspannung vom Nennquerschnitt elastisch ertragen wird [4]

Für den erweiterten Fall, dass die einwirkende Nennspannung vom Kerbquerschnitt nicht mehr elastisch ertragen wird, d.h. wenn die Nenndehnung $e \geq S / E$ ist, lassen sich die Spannungen und Dehnungen an der Kerbe wie folgt berechnen.

$$\sigma \cdot \varepsilon = \frac{\sigma_H^2}{E} = \frac{(\alpha_k \cdot S_H)^2}{E} = \alpha_k^2 \cdot S \cdot e \quad (2.28)$$

S_H ist dabei die, um den plastischen Dehnungsanteil im Nennquerschnitt, erhöhte fiktive HOOK'sche Nennspannung. Die Abbildung (Bild 2.13) veranschaulicht die NEUBER-Regel für den erweiterten Fall.

Die NEUBER-Regeln gelten nicht allein für die durch Formzahlen ausgedrückten Maximalwerte der Beanspruchung, sondern näherungsweise auch für die übrigen Beanspruchungswerte im Kerbbereich mit nicht eben schubbeanspruchtem Kerbquerschnitt.

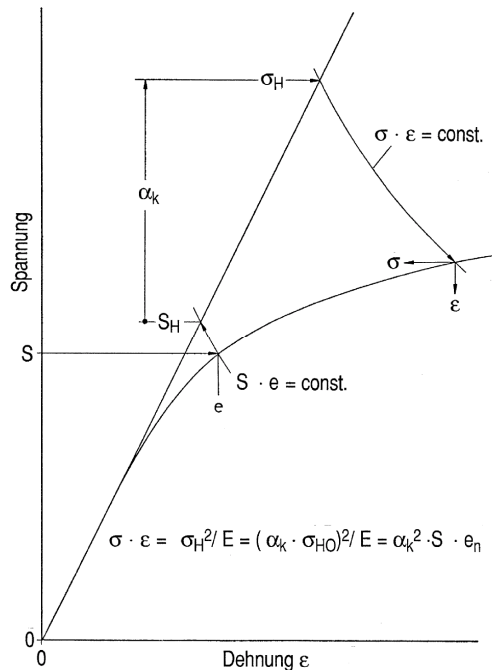


Bild 2.13: NEUBER-Regel für den allgemeinen Fall, dass die Nennspannung vom Nennquerschnitt nicht mehr elastisch ertragen wird [4]

Nach [3] beschreiben die NEUBER'schen Beziehungen die wirkliche elastisch-plastische Kerbwirkung vielfach nur unzureichend. Differenzen treten auf, wenn Kerbgeometrie, Probenbelastung oder Werkstoffkennlinie von den zu Grunde gelegten Annahmen der Ableitung abweichen. Da die NEUBER-Versuche an schubbeanspruchten prismatischen Körpern durchgeführt wurden, ist ein solches Abweichen streng genommen bereits für die Anwendung auf Zug beanspruchte Kerben vorhanden. Des Weiteren ist bei der Anpassung der Spannungs-Dehnungskurve an die Fließspannungen σ_F der weitere Verfestigungsverlauf vieler Werkstoffe nicht genügend genau erfasst. Auch der örtliche Beanspruchungsverlauf nach der Vollplastifizierung des Querschnitts bleibt unbestimmt.

Neben der Kerbnäherungsbeziehung von NEUBER gibt es eine Vielzahl anderer Fließkurvennäherungsformeln, deren Grundstruktur theoretisch begründet ist und welche durch offene Parameter eine bessere Anpassung der Näherung an den Einzelfall erlauben. Eine umfassende Analyse verschiedener Kerbnäherungsbeziehungen stammt von SEEGER und AMSTUTZ [18]. Anbei sei als Beispiel die Kerbnäherungsformel nach SEEGER und BESTE [17] dargestellt.

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} \left[\left(\frac{L \cdot c}{\sigma} \right)^2 \cdot \frac{2}{u^2} \cdot \ln \left(\frac{1}{\cos u} \right) - \left(\frac{L \cdot c}{\sigma} \right) + 1 \right] \cdot \left[\frac{e^*}{S^* / E} \right] \quad \text{für } L \geq L_F \quad (2.29)$$

mit

$$u = \frac{\pi}{2} \left(\frac{L \cdot c / \sigma - 1}{K_p - 1} \right). \quad (2.30)$$

2.1.8 Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve

Unter schwingender Beanspruchung kann das Verformungsverhalten metallischer Werkstoffe zum Teil nennenswert von der statischen Spannungs-Dehnungs-Kurve, welche üblicherweise aus einem statischen Zugversuch gewonnen wird, abweichen. Aus werkstoffmechanischer Sicht kommt es bei einer zyklisch wiederholten Beanspruchung zu einem subkritischen Risswachstum, was als Ermüdung bezeichnet wird. Nach der Anzahl bis zum Bruch ertragenen Lastwechsel unterscheidet man zwischen der niederzyklischen (low-cycle fatigue = LCF) und der hochzyklischen (high-cycle fatigue = HCF) Ermüdung. Der Bereich der LCF wird dabei durch die Lastwechselzahl 10^2 und $5 \cdot 10^4$ eingegrenzt [19].

Wird eine Werkstoffprobe einer schwingenden Beanspruchung oberhalb der Fließspannung σ_F mit konstanter Amplitude und konstantem Spannungsverhältnis R belastet, bilden sich Hystereseschleifen aus (Bild 2.14). Während der ersten Beanspruchungszyklen ändern sich diese Schleifen zunächst markant, mit zunehmender Zyklenzahl werden die Abweichungen jedoch geringer, bis schließlich nach 10-20% der Lebensdauer ein näherungsweise stabiler Zustand erreicht ist. Für diesen quasi-stabilen Zustand lässt sich dann das Spannungs-Dehnungs-Verhalten des untersuchten Werkstoffs mit der zyklisch stabilisierten $\sigma - \varepsilon$ -Kurve beschreiben [1].

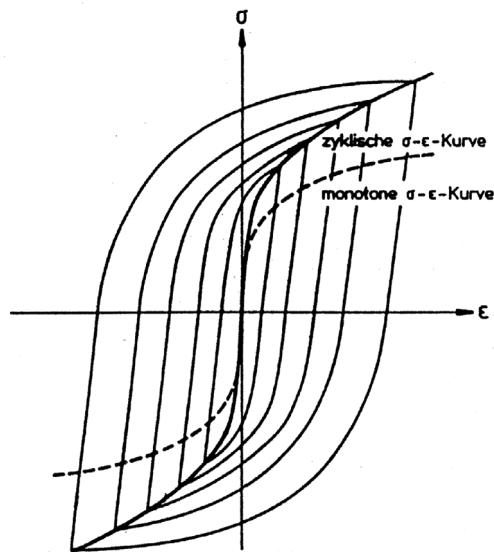


Bild 2.14: Monotone und zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve [19]

Die experimentelle Ermittlung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve erfolgt üblicherweise mittels dehnungskontrollierten Zugversuchen an ungekerbten Zugproben. Für eine jeweils konstant gehaltene Dehnung ergibt sich nach entsprechender Lastspielzahl eine stabilisierende Belastung, bei welcher über den Probenquerschnitt die wirkende Nennspannung S berechnet werden kann. Werden eine Anzahl von dehnungskontrollierten Versuchen bei unterschiedlichen Dehnungsamplituden durchgeführt, ergibt die Verbindungslinie der stabilisierten Extremwerte σ und ϵ von Hystereseschleifen bei konstanten Dehnungsamplituden die gesamte zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve (Bild 2.15).

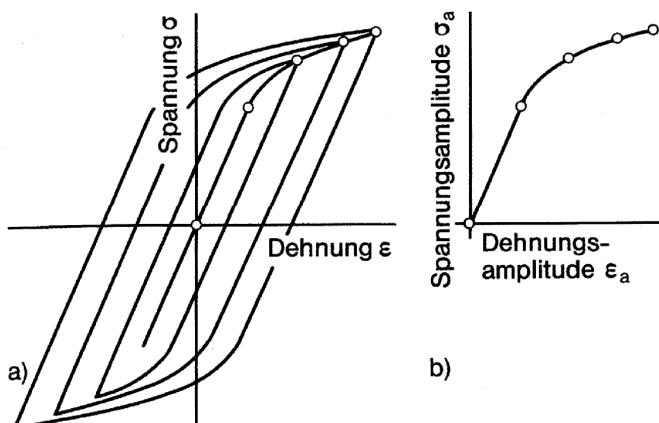


Bild 2.15: Zyklischer Beanspruchungsverlauf: Hystereseschleifen (a), zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve (b) [3]

Gegenüber der statischen bzw. zügigen σ - ε -Kurve für Einmal- bzw. Erstbelastung kann für Werkstoffe eine zyklische Verfestigung oder Entfestigung vorliegen (Bild 2.16) [3].

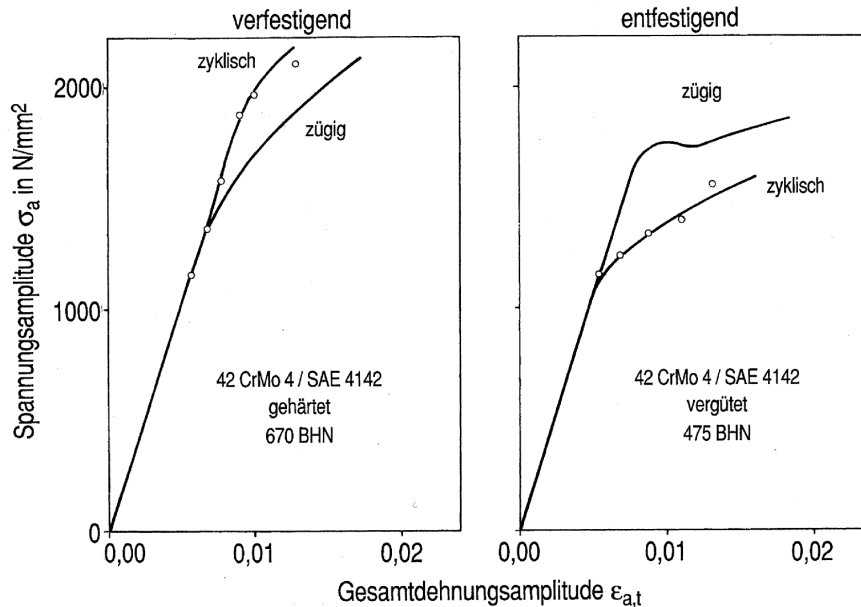


Bild 2.16: Zügige und zyklische Spannungs- und Dehnungs-Kurve bei zyklisch ver- oder entfestigendem Werksstoffverhalten nach Landgraf aus [20]

Die Spannungs-Dehnungs-Kurve kann mathematisch näherungsweise durch den Dreiparameteransatz nach RAMBERG und OSGOOD [21] beschrieben werden. Dies hat den Vorteil, dass für weitere Berechnungen ein formelmäßiger Zusammenhang zwischen Spannungen und Dehnungen zur Verfügung steht. Für die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve kann dann die Gesamtdehnungsamplitude über die Spannungsamplitude mit den Parametern Elastizitätsmodul E , zyklischem Verfestigungskoeffizienten K' und dem zyklischen Verfestigungsexponenten n' berechnet werden nach

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{a,el} + \varepsilon_{a,pl} = \frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{K'} \right)^{1/n'} \quad (2.31)$$

Der Verfestigungskoeffizient K' beschreibt den Spannungswert σ , welcher einer plastischen Dehnung $\varepsilon_{pl} = 1$ entspricht [4].

Der allmähliche Übergang von der statischen zur zyklischen stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Kurve wird in den Berechnungskonzepten zur Ermüdungsfestigkeit üblicherweise nicht berücksichtigt. Z.B. wird bei dem Kerbgrundkonzept bzw. örtlichen Konzept, aufgrund der Tatsache, dass der quasi-stabile Zustand der zyklischen σ - ε -Kurve schon relativ früh erreicht wird, oft gleich für die erste Belastung die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve zu Grunde gelegt [1].

2.1.9 Dehnungs-Wöhlerlinie

Die Gesamtdehnung an einer Kerbe oder einem über die Streckgrenze belastetem Zugstab besteht aus einem elastischen Dehnungsanteil $\varepsilon_{a,el}$ und einem plastischen Dehnungsanteil $\varepsilon_{a,pl}$.

$$\varepsilon_{a,t} = \varepsilon_{a,el} + \varepsilon_{a,pl} \quad (2.32)$$

Die elastische Dehnung folgt gemäß HOOKE'schem Gesetz linear der Spannung mit

$$\varepsilon_{a,el} = \frac{\sigma_a}{E} \quad (2.33)$$

Der plastische Dehnungsanteil kann damit aus der Differenz der Gesamtdehnungsamplitude und der elastischen Dehnungsamplitude berechnet werden.

$$\varepsilon_{a,pl} = \varepsilon_{a,t} - \frac{\sigma_a}{E} \quad (2.34)$$

Aus Zeitfestigkeitsversuchen ist bekannt, dass am Ausgangspunkt eines Anrisses neben der elastischen Dehnungsamplitude auch ein beachtlicher örtlicher plastischer Dehnungsanteil auftritt. In Kurzzeitfestigkeitsversuchen (low-cycle fatigue = LCF) ist vorrangig der plastische Dehnungsanteil schwingfestigkeitsbestimmend [4].

Eine Darstellung, in welcher der Zusammenhang zwischen den Gesamtdehnungen und der Schwingspielzahl am Bauteil bis zum Anriss im doppeltlogarithmischen Maßstab aufgetragen ist, ist mit der Dehnungs-Wöhlerlinie gegeben.

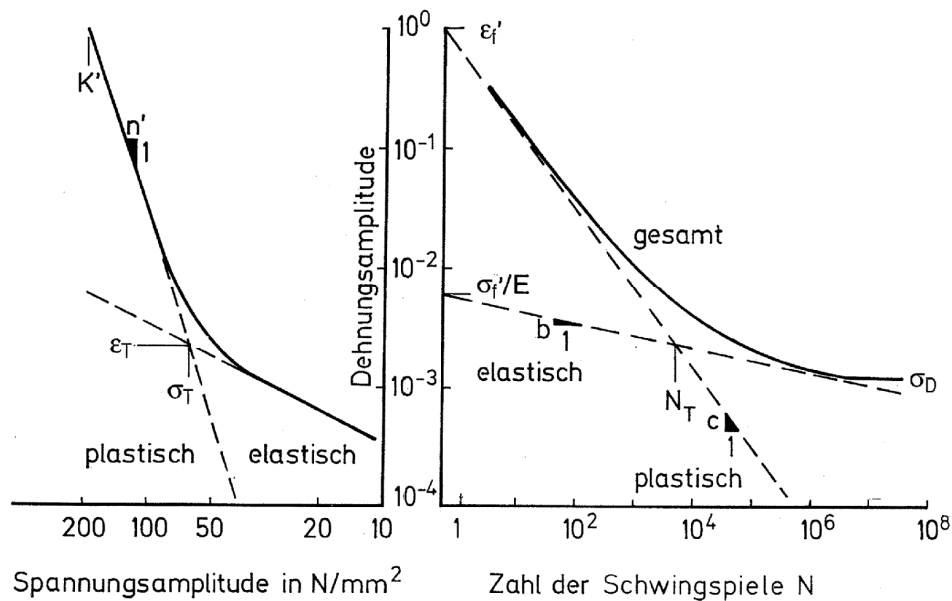


Bild 2.17: Dehnungs-Wöhler-Linie und zugehörige Bezeichnungen [4]

In der Dehnungs-Wöhlerlinie werden die zu unterschiedlichen stabilisierten zyklischen Gesamtdehnungsamplituden $\varepsilon_{a,t}$ gehörenden, bis zu einem Anriss ertragenen Schwingspielzahlen N aufgetragen [3]. Nach Konvention werden auch oft die Spannungen und Dehnungen bei halber Anrisschwingspielzahl verwendet, da diese sich zu diesem Zeitpunkt in der Regel schon stabilisiert haben [4]. Im doppeltlogarithmischen Maßstab nähern sich die elastischen und plastischen Dehnungsanteile jeweils einer Geraden. Die Überlagerung beider Geraden ergibt die Dehnungs-Wöhlerlinie für die Gesamtdehnung (Bild 2.17).

Die Beschreibung der Dehnungs-Wöhlerlinie kann mathematisch nach dem Ansatz von COFFIN [22], MORROW [23] und MANSON [24] beschrieben werden. Hierbei sind σ'_f der Schwingfestigkeitskoeffizient, ε'_f der Duktilitätskoeffizient, b der Schwingfestigkeitsexponent und c der Duktilitätsexponent.

$$\varepsilon_{a,el}(N) = \frac{\sigma'_f}{E} (2N)^b \quad (2.35)$$

$$\varepsilon_{a,pl}(N) = \varepsilon'_f (2N)^c \quad (2.36)$$

Die Gesamtdehnungs-Wöhlerlinie ergibt sich dann zu:

$$\varepsilon_{a,t}(N) = \frac{\sigma'_f}{E} (2N)^b + \varepsilon'_f (2N)^c \quad (2.37)$$

Die Verwendung der Angabe $(2N)$ von Schwingumkehrungen ist dadurch bedingt, dass bei $N = 1/2$ aus dem Schnittpunkt der elastischen bzw. plastischen Dehnungs-Wöhlerlinie mit der Vertikalen, die Werte σ'_f / E und ε'_f direkt abgelesen werden können [3].

Die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve und die Dehnungs-Wöhlerlinie sind insofern nicht unabhängig voneinander, als dass das Verhältnis von elastischem und plastischem Dehnungsanteil im Gesamtbereich der Dehnung in beiden Fällen identisch sein muss. Die Gleichsetzung der Dehnungsanteile ist in folgenden Kompatibilitätsbedingungen beschrieben [3]

$$n' = \frac{b}{c} \quad (2.38)$$

$$K' = \frac{\sigma'_f}{(\varepsilon'_f)^{n'}} \quad (2.39)$$

2.1.10 Hystereseschleife - Masing-Modell - Memory-Effekt

Der bei zyklischer elastisch-plastischer Beanspruchung an Bauteilkerben oder auch im Wöhler-Versuch an ungekerbten Zugproben aus duktilen Metalllegierungen auftretende nichtlineare Zusammenhang zwischen Spannungen σ und Dehnungen ε äußert sich in Form einer Hystereseschleife (Bild 2.18) [3].

Die gesamte Form der Hystereseschleife lässt sich mit Hilfe des MASING-Modells beschreiben. Die MASING Hypothese [25] besagt, dass sich die Form eines Hysterese-Astes aus der Form der zyklisch stabilen Spannungs-Dehnungs-Kurve bestimmen lässt, indem diese in Spannungs- und Dehnungsrichtung im Verhältnis 2:1 verdoppelt wird (Bild 2.19) [4]. Bei einer zyklisch elastisch-plastischen Belastung eines Bauteils mit konstanter Amplitude folgt der Spannungs-Dehnungs-Pfad dann den Hystereseästen.

Mathematisch lässt sich die Hystereseschleife nach folgender Gleichung beschreiben.

$$\Delta \varepsilon = \frac{\Delta \sigma}{E} + 2 \cdot \left(\frac{\Delta \sigma}{2K'} \right)^{1/n'} \quad (2.40)$$

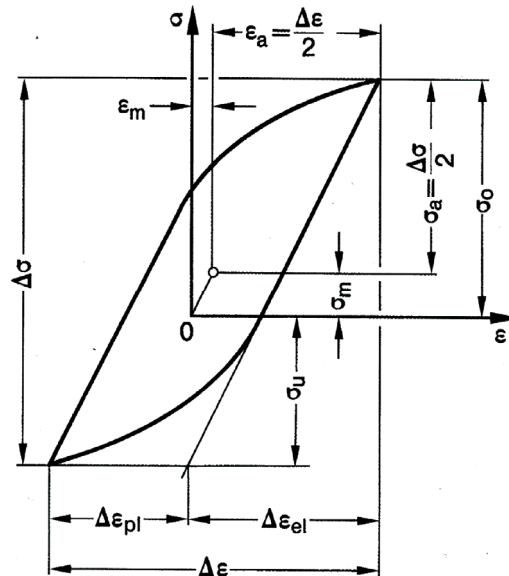


Bild 2.18: Hystereseschleife der Spannungen und Dehnungen bei zyklischer Beanspruchung, zugehörige Kenngrößen [3]

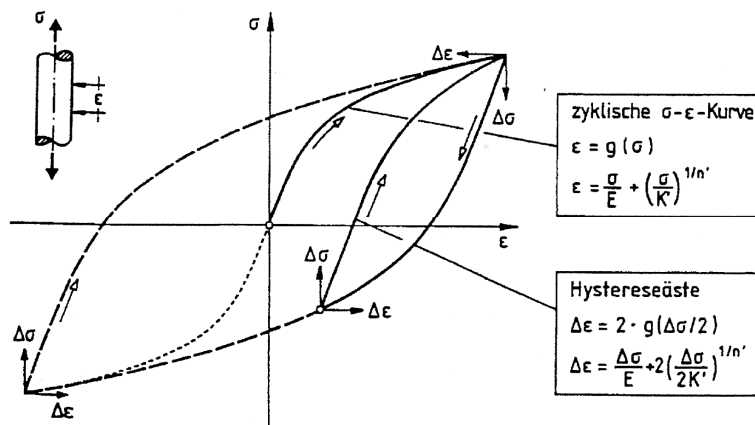


Bild 2.19: Schematische Darstellung des Masing-Verhaltens [1]

Zu beachten ist, dass bei Werkstoffen mit unsymmetrischen Verhalten (z.B. Gusseisen) die zyklische σ - ε -Kurve im Zug- und Druckbereich verschieden ist, und die oben dargestellten Zusammenhänge angepasst werden müssen [3].

Im Falle einer Belastung mit variablen Amplituden ist zudem eine weitere Gesetzmäßigkeit für den Spannungs-Dehnungs-Pfad zu berücksichtigen, welche mit dem Begriff "Werkstoffgedächtnis" bzw. "Werkstoff-Memory" bezeichnet wird. Nach [26, 27] lassen sich drei verschiedene Memoryarten M1, M2, M3 unterscheiden (Bild 2.20).

Für die Erstbelastung gilt die zyklische σ - ε -Kurve als Spannungs-Dehnungs-Pfad (Pfad 0 - 1)

M1: Memory 1:

Nach Schließen einer Hysterese, die auf der zyklischen σ - ε -Kurve begonnen hat (Pfad 1 - 2 - 1), folgt der Spannungs-Dehnungs-Pfad wieder der zyklischen σ - ε -Kurve (Pfad 1 - 3).

M2: Memory 2:

Nach Schließen einer Hysterese, die auf einem Hystereseast begonnen wurde (Pfad 4 - 5 - 4), folgt die Spannungs-Dehnungs-Kurve wieder dem ursprünglichen Hystereseast (Pfad 3 - 4 - 6).

M3: Memory 3:

Ein von der zyklischen σ - ε -Kurve abgezweigter Hystereseast (von Umkehrpunkt 3 nach 4) endet, sobald der Betrag der Spannungen und Dehnungen seines Startpunktes im gegenüberliegenden Quadranten wieder erreicht wird (zwischen Umkehrpunkt 4 und 6). Der Spannungs-Dehnungs-Pfad folgt anschließend der zyklischen σ - ε -Kurve (Pfad 6 - 7).

Die MASING-Hypothese und die Gesetze des Werkstoffgedächtnisses erlauben somit, den gesamten Spannungs-Dehnungs-Verlauf bzw. den vollständigen Spannungs-Dehnungs-Pfad für eine beliebige Schwingbeanspruchung mit konstanten oder veränderlichen Amplituden zu bestimmen.

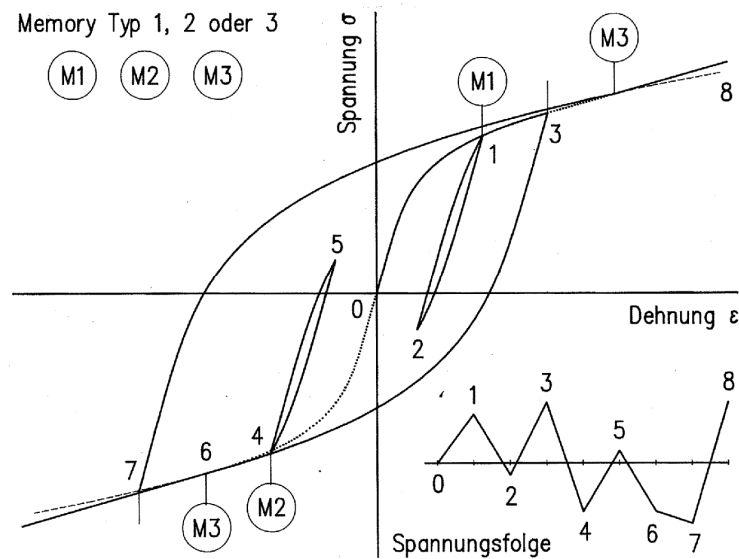


Bild 2.20: Lastfolge und Spannungs-Dehnungs-Pfad zur Veranschaulichung des Werkstoffgedächtnisses [4]

2.1.11 Schädigungsparameter, Schadensakkumulation

Für eine an einem Bauteil einwirkende Last-Zeit-Folge können, unter Zuhilfenahme des MASING-Verhaltens und des Memory-Effekts (siehe Kapitel 2.1.10) die an den Kerben wirkenden lokalen Spannungs-Dehnungs-Pfade ermittelt werden. Als Maß für die Schädigung am Bauteil werden die geschlossenen Spannungs-Dehnungs-Hysteresen gesehen. Bei Hysteresen mit verschiedenen Mittelwerten und Amplituden müssen diese bezüglich ihrer Schädigung auf das Bauteil bewertet werden. Dies geschieht mit Hilfe eines so genannten Schädigungs- oder auch Mittelspannungsparameters. Dabei werden die Schwingspiele (= geschlossene Hysteresen) mit beliebigen Mittelspannungen σ_m auf schädigungsgleiche Schwingspiele mit $\sigma_m = 0$ zurückgeführt [6]. Reihenfolgeeffekte sind im Allgemeinen nicht erfasst, können jedoch grundsätzlich integriert werden [3].

Der am weitesten verbreitete Schädigungsparameter ist der Schädigungsparameter P_{SWT} nach SMITH, WATSON und TOPPER [28]. Er sieht das Produkt aus Oberspannung σ_o und (Gesamt-)Dehnungsamplitude $\varepsilon_a = \Delta\varepsilon / 2$ als schädigend an, wobei der Elastizitätsmodul E als zusätzliche (schädigungs-irrelevante) Größe eingeführt ist [3].

$$P_{SWT} = \sqrt{\sigma_o \cdot \varepsilon_a \cdot E} \quad (2.41)$$

Ausgedrückt in Mittelspannung und Amplitude:

$$P_{SWT} = \sqrt{(\sigma_a + \sigma_m) \varepsilon_a \cdot E} \quad (2.42)$$

Das Produkt $\sigma_o \cdot \varepsilon_a$ kann als (Verformungs-)Energiedichte interpretiert werden, die dem rechten oberen Teil der Hystereseschleife entspricht (siehe Bild 2.21).

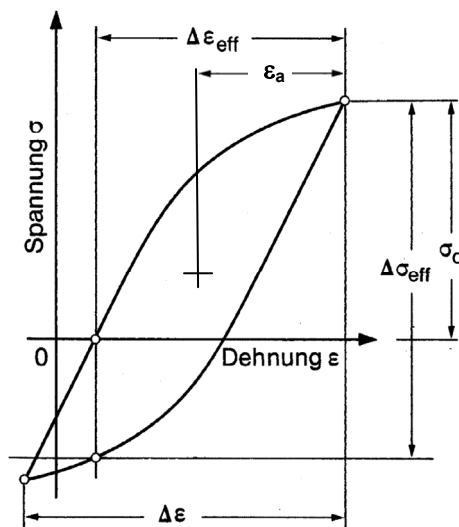


Bild 2.21: Kennwerte der Spannungs-Dehnungs-Hystereseschleife im Hinblick auf den Schädigungsparameter P_{SWT} [3]

Der Schädigungsparameter P_{SWT} nach SMITH, WATSON und TOPPER weist jedoch die Schwäche auf, dass bei Druckmittelspannungen $\sigma_m < 0$ die ertragbaren Amplituden, insbesondere bei hochfesten Stählen, deutlich zu hoch vorhergesagt werden.

Nach BERGMANN [29, 30] wurde auf Basis dieser Erkenntnis ein Freiwert k eingeführt, mit dem die Mittelspannungen zur Anpassung an Versuchsergebnisse gewichtet werden können. Den so modifizierten Parameter P_I bezeichnet BERGMANN als "individuellen Parameter".

$$P_I = \sqrt{(\sigma_a + k \cdot \sigma_m) \varepsilon_a \cdot E} \quad (2.43)$$

Für k werden von ZACHER und SEEGER in [31] folgende Werte angegeben:

$$\begin{aligned} k &= 1 && \text{für } \sigma_m \geq 0, \\ k &= 0 && \text{für } \sigma_m < 0 \text{ (für Stahl) und} \\ k &= 0,5 && \text{für } \sigma_m < 0 \text{ (für Aluminium).} \end{aligned}$$

Die Angaben für den Freiwert können als Anhaltspunkte verwendet werden. Für genauere Werte ist man auf die Durchführung entsprechender experimenteller Untersuchungen angewiesen [6].

Eine Verknüpfung der Schädigung mit der Beanspruchbarkeit eines Werkstoffs kann bei einem Spannungsverhältnis $R = -1$ über die Schädigungsparameter-Wöhlerlinie erfolgen. Die Schädigungsparameter-Wöhlerlinie oder P-Wöhlerlinie lässt sich aus der Dehnungs-Wöhlerlinie, siehe Kapitel 2.1.9, wie folgt berechnen [3]

$$P_{SWT} = P_I = \sqrt{\sigma'_f{}^2 (2N)^{2b} + \varepsilon'_f \cdot \sigma'_f \cdot E (2N)^{b+c}} . \quad (2.44)$$

Mit diesem Zusammenhang von Beanspruchbarkeit und Belastbarkeit können die ertragbaren Anrisschwingspielzahlen und damit die Schädigungsbeiträge D_i einzelner Schwingspiele auch bei variablen Amplituden und Mittelspannungen $\sigma_m \neq 0$, bestimmt werden. Die Gesamtschädigung ist dann definiert nach der linearen Schadensakkumulations-Hypothese nach PALMGREN [32] und MINER [33] mit

$$D = \sum_i D_i = \sum_i \frac{1}{N_i} = 1 . \quad (2.45)$$

Somit können die ertragbaren Kehrwerte der Anrisspielzahlen akkumuliert werden zu einer Gesamtschädigung D . Ein Versagen tritt ein, wenn die Summe aller Schädigungsbeiträge den Wert 1,0 erreicht.

2.2 Kerbdehnungskonzept - Örtliches Konzept

Das Kerbdehnungskonzept oder auch örtliches Dehnungskonzept ist ein durchgängiges Berechnungskonzept zur Berechnung der Anrisslebensdauer für betriebsbelastete Bauteile im Zeit- und Dauerfestigkeitsbereich [3].

Der Grundgedanke dieses Verfahrens beruht auf der Übertragbarkeit des an ungekerbten polierten Zugproben ermittelten einachsigen und zyklisch elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens auf das höchst beanspruchte Werkstoffelement eines Bauteils (Bild 2.22). Dieses Werkstoffelement, auch als Kerbgrundelement bezeichnet, wird als maßgebend für den Anriss des Gesamtbauteils erachtet [1]. Für einen vorgegebenen Verlauf der äußeren Belastung (Last-Zeit-Verlauf) wird der, am Kerbgrundelement lokale elastisch-plastische Spannungs-Dehnungs-Verlauf, auch Spannungs-Dehnungs-Pfad genannt, rechnerisch ermittelt und bezüglich seiner Schädigung mit Hilfe von Schädigungsparametern bewertet [6]. Bedingt durch die Verknüpfung mit der Dehnungs-Wöhlerlinie als Maß für die Beanspruchbarkeit ist ausschließlich die Lebensdauer für Bauteilanriss bis zu einer Risslänge von ca. 0,5 mm berechenbar.

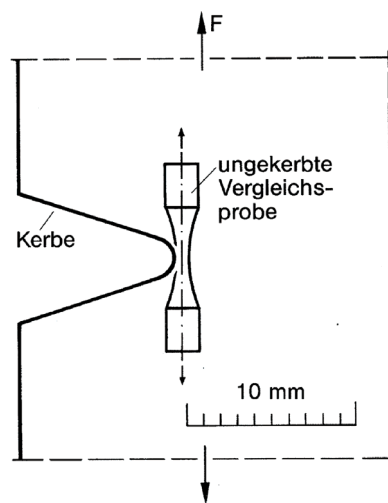


Bild 2.22: Schematische Darstellung des Kerbgrundkonzepts mit Übertragbarkeit des Werkstoffverhaltens an der ungekerbten Vergleichsprobe auf das anrissrelevante Kerbgrundelement [3]

Für den speziellen Fall Innendruck belastete Bauteile mit eingebrachten Oberflächeneigenstressungen durch einen Autofrettageprozess wurde in [1] das Standardverfahren des Kerbdehnungskonzepts bzw. örtliches Konzepts nach Seeger [34] angepasst (Bild 2.23). Im folgenden Kapitel soll dieses Berechnungsverfahren mit den einzelnen Modulen näher beschrieben werden.

Als Eingabedaten gehen ein:

- Geometrie- und Lastkonfiguration
- Last-Zeit-Funktion
- Werkstoffverhalten mit statischer und zyklischer Spannungs-Dehnungs-Kurve, sowie die
- Dehnungs-Wöhlerlinie

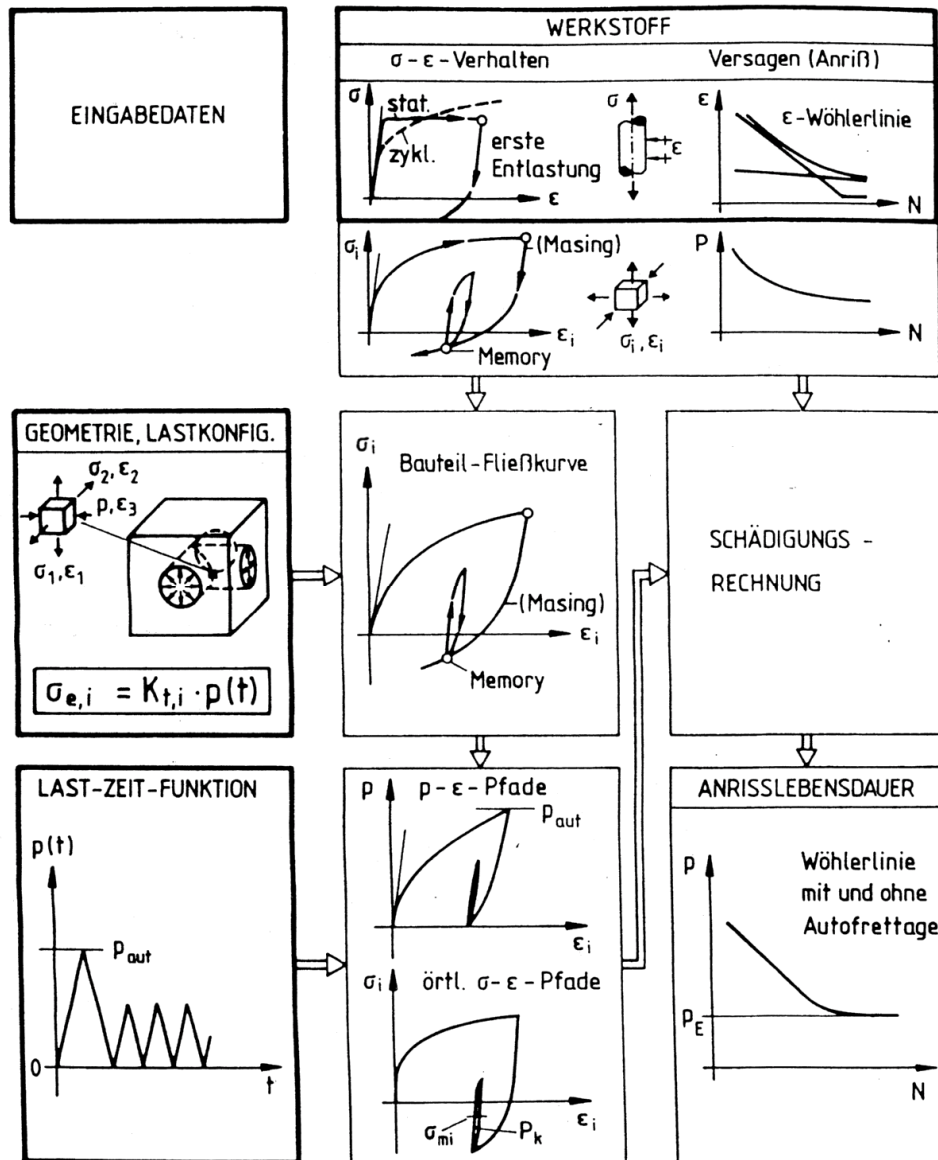


Bild 2.23: Anwendung des Kerbdehnungskonzepts zur Berechnung der anrissfreien Dauerfestigkeit Innendruck belasteter autofrettierter Bauteile nach SCHÖN und Mitarbeitern [1]

2.2.1 Geometrie- und Lastkonfiguration

Ausgangspunkt der Beanspruchungsanalyse ist in der Regel die örtliche elastische Spannung σ_{el} am höchst beanspruchten Ort bzw. den höchst beanspruchten Orten. Diese ist über den so genannten elastischen Übertragungsfaktor c mit der Lastgröße L verknüpft.

$$\sigma_{el} = c \cdot L \quad (2.46)$$

Für Innendruck beanspruchte Bauteile ist es zweckmäßig, den Innendruck p als Lastgröße einzuführen. In der Regel liegt der Ort der maximalen Beanspruchung bei diesen Bauteilen direkt am Druckkanal. Dort entspricht der Innendruck auch der Spannung in radialer Richtung σ_r , so dass p auch als Nennspannung interpretiert werden kann. In diesem Fall stimmt der elastizitätstheoretische Übertragungsfaktor c mit der Kerbformzahl K_t oder α_k (siehe Kapitel 2.1.3) überein.

Aufgrund des örtlichen mehrachsigen Spannungszustands an einem unter Innendruck belasteten Bauteil müssen korrekterweise die elastizitätstheoretischen Spannungen mit den Kerbformzahlen der einzelnen Hauptspannungen $K_{t,i(i=1,2,3)}$ beschrieben werden.

$$\sigma_{el,i} = K_{t,i} \cdot S \quad (2.47)$$

Mit Hilfe einer Vergleichsspannungshypothese (Kapitel 2.1.1) kann jedoch die mehrachsige Beanspruchung auf einen quasi-einachsigen Spannungszustand mit der Nennspannung als Innendruck p überführt werden.

$$\sigma_{v,el} = K_{t,v} \cdot S = K_{t,v} \cdot p \quad (2.48)$$

Der elastische Kerbfaktor bzw. Kerbformzahl K_t lässt sich durch numerische Verfahren, wie z.B. der Finite Elemente Methode oder der Randelemente Methode berechnen oder für einfache Geometrien auch aus Tabellenwerken entnehmen.

2.2.2 Last-Zeit-Funktion

Grundsätzlich kann jede beliebige Last-Zeit-Konfiguration angegeben werden. Für den speziellen Fall in der vorliegenden Arbeit reduziert sich die Last-Zeit-Funktion auf die einmalige Belastung durch den Autofrettagedruck p_{aut} mit anschließender Entlastung und danach einer zyklischen Belastung unter Betriebsdruck p_{betr} .

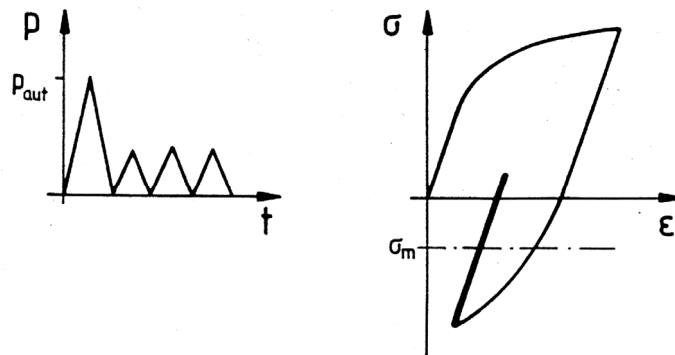


Bild 2.24: Last-Zeit-Verlauf eines autofrettierten Bauteils [1]

2.2.3 Spannungs-Dehnungs-Pfad

Das örtliche Konzept berücksichtigt für die Last-Zeitfolge den vollständigen Spannungs-Dehnungs-Pfad. Dafür wird für jeden Belastungsschritt eine gesonderte σ - ϵ -Kurve zu Grunde gelegt. Dies hat den Vorteil, dass nach der Entlastung vom Autofrettagedruck die im Bauteil verbleibenden Eigenspannungen bekannt sind. So wird für die Erstbelastung die statische Spannungs-Dehnungs-Kurve und für die anschließende Betriebsbelastung die zyklisch stabilisierte σ - ϵ -Kurve zu Grunde gelegt. Diese Daten können entweder experimentell ermittelt oder aus umfangreichen Datensammlungen, z.B. [38] entnommen werden. Für die σ - ϵ -Kurve der ersten Druckentlastung liegen bislang keine Daten in den angegebenen Handbüchern oder Berechnungsformeln vor. Der Verlauf dieser Kurve wird stark beeinflusst von der, bei der Autofrettage erreichten maximalen Dehnung.

Als Grenzfälle der Spannungs-Dehnungs-Kurve bei der ersten Druckentlastung sind die statische und die zyklisch stabilisierte σ - ϵ -Kurve denkbar. Das tatsächliche Werkstoffverhalten liegt jedoch innerhalb dieser Grenzen. Es weicht bereits bei der ersten Druckentlastung deutlich von der statischen Kurve ab, hat aber durch ein transientes Werkstoffverhalten den stabilisierten Zustand noch nicht erreicht. Liegen keine Versuchsdaten vor, wird als sichere Abschätzung, bei zyklisch entfestigenden Werkstoffen die Verwendung der zyklisch stabilisierten und bei zyklisch verfestigenden Werkstoffen die statische σ - ϵ -Kurve vorgeschlagen.

Soll die reale Entlastungskurve berücksichtigt werden, müssen entsprechende Werkstoffversuche durchgeführt werden, um den Einfluss des BAUSCHINGER-Effekts [39] bei der Entlastung hinreichend genau zu erfassen [1].

Im Folgenden sind für jeden Belastungsschritt die Berechnungsformeln zur Ermittlung der am Kerbgrund herrschenden Spannungen und Dehnungen aufgeführt.

Erstbelastung:

Mit Hilfe der Fließkurvennäherungsformel nach NEUBER [16] (siehe Kapitel 2.1.7) und dem elastisch-plastischen Werkstoffgesetz können für einen aufgetragenen Autofrettagedruck p_{aut} die elastisch-plastischen Vergleichsspannungen $\sigma_{v,aut}$ und Vergleichsdehnungen $\varepsilon_{v,aut}$ am Kerbgrundelement näherungsweise berechnet werden. Da infolge der Autofrettagebelastung, auch der Nennquerschnitt einer elastisch-plastischen Formänderung unterliegt, ist die erweiterte Form der Kerbnäherungsbeziehung nach NEUBER anzuwenden [1]. Dabei gilt

$$\sigma_{v,aut} \cdot \varepsilon_{v,aut} = (K_{t,v} \cdot p_{aut})^2 \cdot \frac{e^*}{S^*} \quad (2.49)$$

mit

$$S^* = \frac{p \cdot \sigma_F}{p_p} \quad (2.50)$$

aus

$$S^* = \frac{p \cdot K_t}{K_p} \quad (2.51)$$

und

$$K_p = \frac{L_p}{L_F} \quad (2.52)$$

und mit

$$e^* = \frac{S^*}{E} + \left(\frac{S^*}{K} \right)^{1/n} \quad (2.53)$$

Die Vergleichsspannungen $\sigma_{v,aut}$ sind dabei über das für die erste Belastung zu Grunde gelegte statische Werkstoffgesetz mit den Vergleichsdehnungen $\varepsilon_{v,aut}$ gekoppelt und können z.B. mit Hilfe der RAMBERG-OSGOOD-Beziehung [21] iterativ ermittelt werden

$$\varepsilon_v = \varepsilon_{v,el} + \varepsilon_{v,pl} = \frac{\sigma_v}{E} + \left(\frac{\sigma_v}{K} \right)^{1/n} \quad (2.54)$$

Der vollplastische Grenzdruck p_p in Gleichung (2.55) kann mit Hilfe der Finiten-Elemente-Methode über das elastisch-idealplastische Werkstoffverhalten berechnet, oder nach [1] näherungsweise über eine analytische Lösung nach der Fließbedingung nach VON MISES für ein dickwandiges Rohr abgeschätzt werden

$$p_p = \sigma_F \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \ln\left(\frac{R_a}{R_i}\right). \quad (2.55)$$

Erstentlastung:

Die prinzipiell gleiche Vorgehensweise wie bei der Erstbelastung wird auch für die Entlastung vom Autofrettagedruck p_{aut} auf $p = 0$ angewandt. Dabei muss jedoch das für die (Erst-)Entlastung gültige Werkstoffgesetz bekannt sein. In Vergleichsspannungen und Vergleichsdehnungen formuliert lautet die Gleichung für das Innendruck beanspruchte Bauteil

$$\Delta\sigma_v^{(1)} \cdot \Delta\varepsilon_v^{(1)} = (K_{t,v} \cdot p_{aut})^2 \cdot \frac{e^*}{S^*}, \quad (2.56)$$

wobei $\Delta\sigma_v$ und $\Delta\varepsilon_v$ wieder über das Werkstoffgesetz, z.B. der RAMBERG-OSGOOD-Beziehung, miteinander verbunden sind. Die Größen e^* und S^* in Gleichung (2.56) sind in ihren Werten nicht identisch mit jenen aus Gleichung (2.49) und müssen für die Entlastung gesondert bestimmt werden.

Nach der Entlastung können aus dem Spannungs-Dehnungs-Pfad die resultierenden Vergleichseigenstressspannungen $\sigma_{v,eig}$ bzw. -dehnungen $\varepsilon_{v,eig}$ mit

$$\sigma_{v,eig} = \sigma_{v,aut} - \Delta\sigma_v^{(1)} \quad (2.57)$$

bzw.

$$\varepsilon_{v,eig} = \varepsilon_{v,aut} - \Delta\varepsilon_v^{(1)} \quad (2.58)$$

bestimmt werden.

Betriebsbelastung:

Für die Wiederbelastung mit dem Betriebsdruck p_{betr} nach dem Autofrettagevorgang kann nach [1] für den Bereich der Dauerfestigkeit linear-elastisches Materialverhalten an der Kerbe angesetzt werden, so dass sich die Vergleichsspannungen infolge der Betriebsbelastung über

$$\sigma_v = K_{t,v} \cdot p_{betr} \quad (2.59)$$

berechnen lassen. Für höhere Belastungen, welche an der Kerbe oder gar im Nennquerschnitt elastisch-plastisches Verformungsverhalten zur Folge haben, muss das zugehörige nichtlineare Stoffgesetz der zyklischen stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Kurve berücksichtigt werden. So erhält man wieder analog Gleichungen (2.49) und (2.53) die Vergleichsspannungen und Vergleichsdehnungen

$$\Delta\sigma_v \cdot \Delta\varepsilon_v = (K_{t,v} \cdot p_{betr})^2 \cdot \frac{e^*}{S^*} \quad (2.60)$$

Auch hier sind die Größen e^* und S^* unter Verwendung des jetzt gültigen Stoffgesetzes nach der zyklisch stabilisierten σ - ε -Kurve neu zu bestimmen.

Zusammenfassend ergibt sich aus voran stehenden Gleichungen ein vollständiger Spannungs-Dehnungs-Pfad an der Kerbe eines mit Innendruck belasteten Bauteils (Bild 2.25). Dabei ist zu beachten, dass als Folge der abschnittsweise getrennten Ermittlung der σ - ε -Pfade mit anschließender Überlagerung die Vergleichsspannungs-Pfade vorzeichenbehaftet sind, d.h. es treten negative Vergleichsspannungen auf.

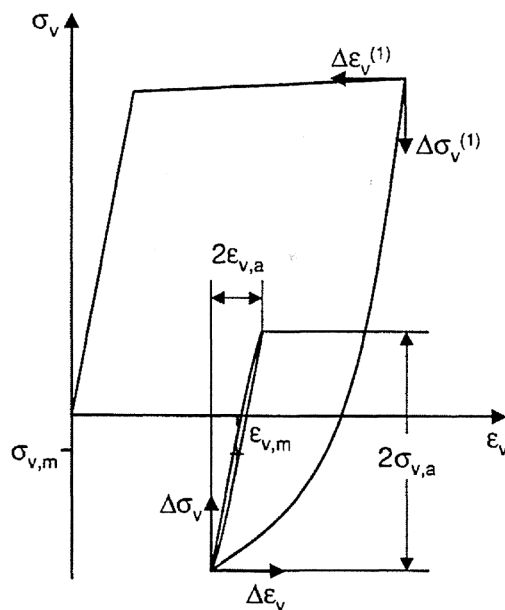


Bild 2.25: Bestimmung der lokalen Spannungs-Dehnungs-Pfade in Vergleichsgrößen durch abschnittsweise Ermittlung der Beanspruchungen zwischen den Lastumkehrpunkten und anschließender Überlagerung [6]

Mit Hilfe der ermittelten Vergleichsspannungen σ_v und Vergleichsdehnungen ε_v kann zur Berechnung der Bauteilanrisslebensdauer jetzt eine Schädigungsrechnung über einen Schädigungsparameter z.B. P_{SWT} oder P_I durchgeführt werden (siehe Kapitel 2.1.11).

Die Berücksichtigung des Größeneinflusses (siehe Kapitel 2.1.4) kann entweder auf der Belastungsseite oder auf der Beanspruchungsseite vorgenommen werden. In beiden Fällen muss der entsprechende Schädigungsparameter um den Größeneinflussfaktor korrigiert werden.

2.3 Synthetische Woehlerlinien SWL1999

Das Berechnungsverfahren "Synthetische Wöhlerlinien 1999" [7], im Folgenden SWL1999 genannt, ermöglicht die Berechnung von Anriss- und Bruchwöhlerlinien für Eisenwerkstoffe im Zeit- und Dauerfestigkeitsbereich. Gegenüber dem Abschätzverfahren Synthetische Wöhlerlinien 1983 (SWL1983), welches Eingang in die Richtlinie "Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsberechnung" [40] und in die Richtlinie "Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile" [5] gefunden hat, wurde SWL1999 auf der Grundlage neueren Wissenstandes maßgeblich erweitert.

Die Verbesserungen sind im speziellen:

- Die plastische Grenzlast und die Bruchlast wurden auf werkstoffmechanischer Basis eingeführt und hinreichend genau abgeschätzt.
- Die Lage und Neigung der Zeitfestigkeitsgeraden wurden zuverlässig vorhergesagt.
- Die SWL1999 sind unabhängig von der Nennspannungsdefinition und Kerbformzahl. Es können direkt die Beanspruchungen aus einer Finite-Elemente-Methode Rechnung verwendet werden.
- Die Werkstoffgültigkeit wurde um die Werkstoffgruppe Kugelgraphitguss EN-GJS erweitert.

Das eher einfach zu handhabende Abschätzungsverfahren SWL1999 wird vorgeschlagen für Bauteile mit und ohne geometrische Kerben, Walz- und Schmiedestähle, sowie Eisengusswerkstoffe, ein- und mehrachsige proportionale Belastung, normale Temperaturen und konstante Spannungsverhältnisse R . Die Anwendung ist nicht geeignet für geschweißte Bauteile, austenitische Stähle und Bauteile mit Oberflächenbehandlung, welche einen Eigenspannungszustand hervorrufen, z.B.: Autofrettage, Rollen, Kugelstrahlen, Schrumpfprozesse sowie Einsatzhärtung.

2.3.1 Aufbau der synthetischen Wöhlerlinie

Die Wöhlerlinie beschreibt den Zusammenhang zwischen einer schwingenden Last und der Lastspielzahl, bei der das Bauteil unter Last versagt. Versagenskriterien können Bruch oder Anriss (definierte Anrisslänge) sein. In SWL1999 [7] werden drei Bereiche unterschieden (Bild 2.26):

- Kurzzeitfestigkeit: Der Gesamtquerschnitt wird elastisch-plastisch verformt.
- Zeitfestigkeit: Die Beanspruchungen im Gesamtquerschnitt bleiben elastisch, es können in jeder Kerbe jedoch Plastifizierungen auftreten.
- Dauerfestigkeit: Es wird nur noch betrachtet, ob die Bauteile brechen oder nicht, bzw. wie viele Bauteile auf einem Lasthorizont brechen und wie viele kein Versagen zeigen. Es besteht kein eindeutiger Zusammenhang zwischen Lasthöhe und Lastspielzahl mehr.

Die drei Bereiche werden in SWL1999 im doppeltlogarithmischen Maßstab als Geraden dargestellt. Die Kurzzeitfestigkeitsgerade erstreckt sich zwischen Bruchlast ($N = 1$) und plastischer Grenzlast ($N = N_p$), die Zeitfestigkeitsgerade zwischen plastischer Grenzlast und Dauerfestigkeit N_D . Die horizontale Dauerfestigkeitsgerade gilt für Lastspielzahlen N größer als die Ecklastspielzahl N_D .

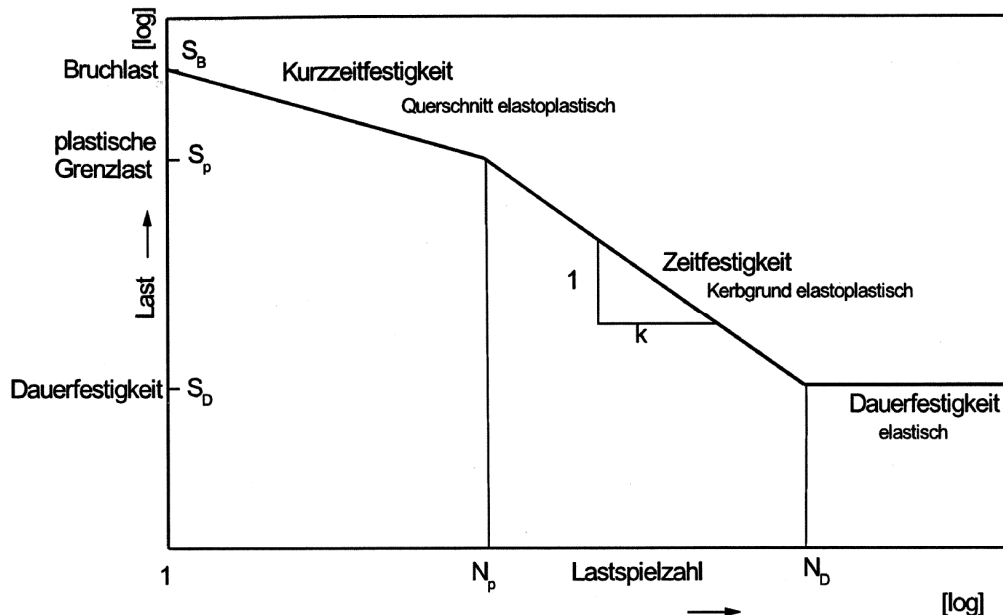


Bild 2.26: Schematische Darstellung einer Wöhlerlinie gemäß SWL 1999 [7]

Die "synthetische" Wöhlerlinie kann somit mit 4 Angaben bestimmt werden:

- Bruchlast S_B
- Plastische Grenzlast S_p als Begrenzung der Zeitfestigkeitsgerade
- Bestimmung der Dauerfestigkeit S_D als untere Begrenzung der Wöhlerlinie
- Neigung der Wöhlerlinie durch den Wöhlerlinienexponenten k , sowie der Ecklastspielzahl N_D .

2.3.2 Kennwerte der synthetischen Wöhlerlinie

Last-Kerbspannungsbeziehung:

Die Beziehung zwischen der Last und Kerbspannung wird durch das Verhältnis der Nennspannung S zur elastizitätstheoretischen Spannung σ_{el} im Kerbgrund beschrieben.

$$\sigma_{el} = S \cdot K_t \quad (2.61)$$

Im Gegensatz zur SWL1983, hat bei den synthetischen Wöhlerlinien SWL1999 die elastische Kerbformzahl K_t keinen Einfluss auf den Verlauf der Wöhlerlinien.

2.3.2.1 SWL1999 - Bauteildauerfestigkeit

Dauerfestigkeit:

Als Dauerfestigkeit S_D wird die im Mittel ertragbare Spannungsamplitude (Überlebenswahrscheinlichkeit $P_A = 50\%$) verstanden. Sie wird durch die Dauerfestigkeit des Kerbgrundelements $\sigma_{D,R=-1}$ definiert und wird über Übertragungsfunktionen, die die bauteilspezifischen Eigenschaften des Kerbelements im Vergleich zur polierten, glatten Probe beschreiben, aus der Werkstoffdauerfestigkeit abgeleitet.

Nach SWL1999 lässt sich die Bauteildauerfestigkeit wie folgt berechnen.

Für reine Wechselbeanspruchung:

$$S_{D,R=-1} \cdot K_t = \sigma_{D,R=-1} = \sigma_{zdw} \cdot \sqrt{n_\chi^2 - 1 + F_O^2} \quad (2.62)$$

Für beliebige Spannungsverhältnisse R:

$$S_D \cdot K_t = \sigma_D = K_t \cdot S_{D,R=-1} \cdot F_R \quad (2.63)$$

Dabei sind σ_{zdw} die Werkstoffdauerfestigkeit für das Spannungsverhältnis $R = -1$, n_χ die Stützziffer des spannungsmechanischen Größeneinflusses nach Kapitel 2.1.5 und F_O der Rauheitsbeiwert zur Berücksichtigung des oberflächentechnischen Einflusses nach Kapitel 2.1.6.

Werkstoffdauerfestigkeit:

Abgeleitet aus der Auswertung von Versuchsergebnissen [63], gilt nach SWL 1999 für die Werkstoffdauerfestigkeit σ_{zdw} :

$$\sigma_{zdw} = f_{w,\sigma} \cdot (R_{p0,2} \text{ oder } R_m) + f_{w,k} \quad \text{für Axiallast und Biegung} \quad (2.64)$$

$$\sigma_{zdw} = f_{w,\tau} \cdot [f_{w,\sigma} \cdot (R_{p0,2} \text{ oder } R_m) + f_{w,k}] \quad \text{für Schubbeanspruchung} \quad (2.65)$$

Für die spezielle Werkstoffgruppe Kugelgraphitguss gilt dann:

$$\sigma_{zdw} = 0,44 \cdot (R_{p0,2}) + 75 \quad \text{für Axiallast und Biegung} \quad (2.66)$$

$$\sigma_{zdw} = 0,65 \cdot [0,44 \cdot (R_{p0,2}) + 75] \quad \text{für EN-GJS und Schubbeanspruchung} \quad (2.67)$$

Dabei ist zu beachten, dass für Festigkeiten $R_{p0,2} > 400 \text{ N/mm}^2$ keine Erhöhung der Zug-Druck-Wechselfestigkeit zu verzeichnen ist. In den Gleichungen (2.66) und (2.67) ist dann statt $R_{p0,2}$ der feste Wert 400 einzusetzen.

Übertragbarkeit:

Zur Bestimmung der Dauerfestigkeit am Kerbgrundelement muss nun der Unterschied zwischen Werkstoffdauerfestigkeit an polierten, glatten Proben und der Kerbgrunddauerfestigkeit berücksichtigt werden. Diese ist mit dem Größeneinfluss (siehe Kapitel 2.1.4) beschrieben.

Auch nach SWL1999 [7] wird der Größeneinfluss wie folgt differenziert:

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

Der spannungsmechanische Größeneinfluss wird in den SWL1999 nach dem Stützzifferkonzept mit der Stützziffer n_χ nach SIEBEL und Mitarbeitern [10] (siehe Kapitel 2.1.5) berücksichtigt.

Der oberflächentechnische Größeneinfluss F_O wird nach SWL1999 ebenfalls in Anlehnung an die FKM-Richtlinie [5] berücksichtigt. Hier gehen die Oberflächenrauheit R_z , sowie das Material über die Zugfestigkeit R_m mit ein (siehe Kapitel 2.1.6).

Der technologische Größeneinfluss beschreibt den Dauerfestigkeitsabfall z.B. durch Schmieden bei sehr großen Bauteilen. Wie in den SWL1983 beschrieben wird der technologische Größeneinfluss F_T nur für Wellen mit einem Durchmesser von $D > 100$ mm berücksichtigt.

Der statistische Größeneinfluss wird in den SWL1999 nicht berücksichtigt, da eine praxisnahe Anwendung durch fehlende Softwaretools noch nicht gegeben war. Nach Beiträgen zur Anwendung des statistischen Größeneinflusses von Graf [41] beschreibt dieser die höhere Fehlstellenwahrscheinlichkeit bei größeren Bauteilen in den kritischen Bauteilbereichen.

Mittelspannungseinfluss:

Die synthetischen Wöhlerlinien werden für konstante Spannungsverhältnisse R berechnet. Die Umrechnung verschiedener Spannungsverhältnisse, also z.B. Wechselbeanspruchung in Schwellbeanspruchung, erfolgt über die Mittelspannungsempfindlichkeit M nach Schütz [8] (siehe auch Kapitel 2.1.2) und kann nach der FKM-Richtlinie [5] über die Zugfestigkeit R_m berechnet werden.

$$M = a_m \cdot 10^{-3} \cdot R_m + b_m \quad (2.68)$$

mit den Konstanten für Kugelgraphitguss:

$$a_m = 0,35 \quad b_m = 0,08$$

Aus der Mittelspannungsempfindlichkeit lässt sich über einen dreifach abgelenkten Kurvenzug nach der FKM-Richtlinie (Bild 2.27) der Mittelspannungseinfluss berechnen.

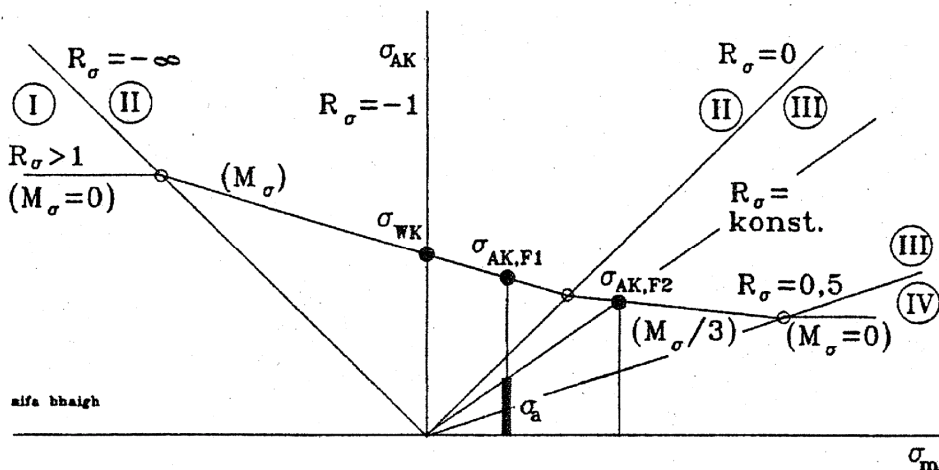


Bild 2.27: Amplitude der Bauteil-Dauerfestigkeit, je nach Mittelspannung bzw. nach Spannungsverhältnis in den vier Bereichen der Bauteil-Mittelspannungsempfindlichkeit [5]

$$\bar{F}_R = \frac{1}{1-M} \quad \text{Bereich I, } R > 1 \quad (2.69)$$

$$\bar{F}_R = \frac{1}{1+M \frac{1+R}{1-R}} \quad \text{Bereich II, } R = -\infty \text{ bis } R = 0 \quad (2.70)$$

$$\bar{F}_R = \frac{(1+M/3)/(1+M)}{1-(M/3) \cdot \frac{1+R}{1-R}} \quad \text{Bereich III, } R = 0 \text{ bis } R = 0,5 \quad (2.71)$$

$$\bar{F}_R = \frac{3+M}{3(1+M)^2} \quad \text{Bereich IV, } R > 0,5 \quad (2.72)$$

2.3.2.2 SWL1999 - Kurzzeitfestigkeit

In den SWL1983 sind als Wöhlerlinienneigung k die einheitlichen Werte $k = 7$ für Stahl, und $k = 5$ für Gusseisen vorgeschlagen. Zur Bestimmung der Wöhlerlinienneigung mit einer besseren Güte, wurde in den SWL1999 die Berechnung der plastischen Grenzlast besser definiert. Diese leitet sich dort, nach dem örtlichen Beanspruchungskonzept, aus der Traglastformzahl bzw. auch vollplastischen Formzahl K_p ab. In den SWL1983 wurde die plastische Grenzlast gleich der Werkstoffzugfestigkeit R_m gesetzt.

Aus den Fließkurven im Nennquerschnitt und im Kerbgrund ergibt sich die plastische Formzahl zu

$$K_p = \frac{S_p}{S_y} \quad (2.73)$$

mit der Fließnennspannung S_y , bis zu der die gesamte Struktur elastisch beansprucht wird und ab der sich im Kerbgrund plastisches Fließen einstellt und mit S_p , als vollplastische Nennspannung, ab der der gesamte Nennquerschnitt ebenfalls plastisch zu fließen beginnt (siehe Bild 2.28).

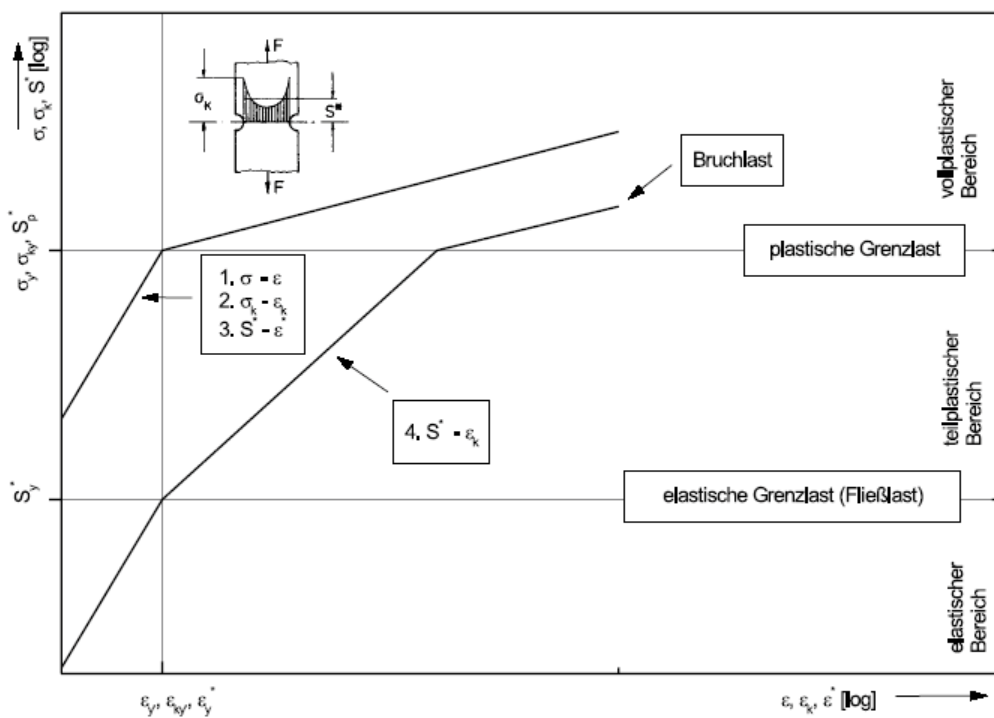


Bild 2.28: Fließkurven bei logarithmisch - bilinearem Spannungs-Dehnungsverhalten, schematisch [7], Fließnennspannung S_y hier als effektive Fließnennspannung S_y^* im Nettoquerschnitt dargestellt

Wegen der Linearität zwischen Nennspannung S und Last L (z.B. Kraft, Moment oder Druck) gilt auch:

$$K_p = \frac{L_p}{L_y} \quad (2.74)$$

mit

$$L_y = L_F = \frac{S}{K_t} \quad (2.75)$$

als elastische Grenzlast.

Hierbei sind L_p die plastische Grenzlast und L_y die elastische Grenzlast. Die plastische Formzahl K_p ist nicht von der Nennspannungsdefinition und nicht vom Werkstoff, sondern nur von der Lastart und der Bauteilgeometrie abhängig.

Für Bauteile mit mehrachsigen Beanspruchungszuständen erfolgt die Abschätzung der plastischen Grenzlast L_p mit Hilfe der elastisch-idealplastischen Finiten-Elemente-Methode-Berechnung oder durch eine analytische Abschätzung.

Nach SWL1999 lässt sich die plastische Grenzlast S_p berechnen mit:

$$S_p = \frac{\sigma_p}{K_t} = R_{p0,2} \cdot \frac{K_p}{K_t} \quad \text{für die Wechselbeanspruchung } R = -1 \quad (2.76)$$

die Bruchlast S_B in analoger Weise mit:

$$S_B = \frac{\sigma_B}{K_t} = R_m \cdot \frac{K_p}{K_t} \quad \text{für die Wechselbeanspruchung } R = -1 \quad (2.77)$$

S_p und S_B sind statische Grenzwerte. Zur Umrechnung der Spannungsamplituden dieser beiden Grenzwerte in andere Spannungsverhältnisse $-1 < R \leq 1$ sind die Nennspannungswerte zu multiplizieren mit:

$$S_{(R=X)} = S_{(R=-1)} \cdot \frac{1-X}{2} \quad (2.78)$$

Für den Druckbereich d.h. $R > 1$ oder $R < -1$, in dem die Unterspannung betragsmäßig größer als die Oberspannung ist, gilt:

$$S_{(R=X)} = S_{(R=-1)} \cdot \frac{1-1/X}{2} \quad (2.79)$$

Bauteile aus Werkstoffen mit geringer Duktilität erreichen oft nicht die berechneten Grenzlasten, weil der Werkstoff im Kerbgrund nicht im Stande ist, die damit einhergehenden plastischen Dehnungen zu ertragen. Für diese Werkstoffe wird in SWL1999 [7] eine weitere Abschätzung der Grenzlasten über die Reißdehnung und Bauteilfließkurve gegeben, welche aber in diesem Rahmen nicht weiter betrachtet werden soll.

2.3.2.3 SWL1999 - Zeitfestigkeit

Der Bereich der Zeitfestigkeit erstreckt sich in SWL1999 zwischen der plastischen Grenzlast S_p , welche mit der plastischen Lastspielzahl N_p ertragen wird und der Dauerfestigkeit S_D mit der Ecklastspielzahl N_D (Bild 2.26) und ist im doppeltlogarithmischen Maßstab durch die Wöhlerlinien-Neigung mit dem Wöhlerlinienexponenten k bestimmt. Diese errechnet sich nach

$$k = \frac{a_k}{\left(\frac{S_{p,R=-1}}{S_{D,R=-1}} \right)^{b_k}} + c_k \quad (2.80)$$

Ausgedrückt in plastischer Formzahl, Werkstoffstreckgrenze und Dauerfestigkeit im Kerbgrundelement gilt

$$k = \frac{a_k}{\left(\frac{K_p \cdot R_{p0,2}}{\sigma_{D,R=-1}} \right)^{b_k}} + c_k \quad (2.81)$$

mit den Konstanten für Kugelgraphitguss

$$a_k = 20 \quad b_k = 2 \quad c_k = 5,5 .$$

Weiter sind in den SWL1999 die Grenzwerte für die Wöhlerlinienexponenten k berücksichtigt:

1. Für den glatten Stab unter Axiallast:

$k = 11$ für Stahl

$k = 11,5$ für GS

$k = 14$ für GGG, GTS, GG

2. Ableitbar aus Rissfortschritt, für ein unendlich scharf gekerbtes Bauteil:

$k = 3$ für Stahl

$k = 5,5$ für GS, GGG, GTS und GG.

Nach SWL1999 [7] wird auf der Grundlage von Versuchsergebnissen angenommen, dass der Wöhlerlinienexponent k von dem Spannungsverhältnis unabhängig ist.

2.3.2.4 SWL1999 - Ecklastspielzahl N_D

Bei der Ecklastspielzahl N_D wird in SWL1999 unterschieden zwischen dem Ausfallkriterium Bruch für die $N_{D,B}$ gilt und dem Bauteilanriss mit $N_{D,A}$.

Ecklastspielzahl für Bruch:

Aus neueren Untersuchungen von Stahl- und Gusswerkstoffen ist bekannt, dass für unendlich scharf gekerbte Bauteile (Rissfortschrittswöhlerlinie \equiv Bruchwöhlerlinie) unter Axiallast und Biegung die Ecklastspielzahl größer als 10^6 ist. In den SWL1999 wurden daher für diese beiden Belastungsarten zur Berechnung von $N_{D,B}$ dahingehend modifiziert, dass für den geringsten Wert des Wöhlerlinienexponenten k die Ecklastspielzahl von ca. $1,5 \cdot 10^6$ erreicht wird. Somit ergibt sich die Berechnung von k zu

$$N_{D,B} = 10^{[a_N - b_N/k]} + c_N \cdot 10^{[-\lg(k+d_N)/\lg(e_N)]^{f_N}} \quad (2.82)$$

mit den Konstanten für Kugelgraphitguss:

$$\begin{array}{lll} a_N = 6.4 & b_N = 2.5 & c_N = 651000 \\ d_N = -4.4 & e_N = 1.4 & f_N = 3 \end{array}$$

Ecklastspielzahl für Bauteilanriss und Anrisswöhlerlinie:

In SWL1999 [7] wurde die Anrisswöhlerlinie parallel zur Bruchwöhlerlinie angenommen, da sich zeigte, dass das Verhältnis von Anrisslastspielzahl zu Bruchlastspielzahl für den Zeitfestigkeitsbereich annähernd konstant ist. Die Anrisswöhlerlinie wird daher über die Bruchwöhlerlinie über einen Verhältniswert f_A abhängig von der vollplastischen Formzahl K_p bestimmt.

$$f_{A,R=-1} = \frac{N_{Anriss,R=-1}}{N_{Bruch,R=-1}} = 10^{[-(\lg K_p / \lg 6)^4]} \quad (2.83)$$

Für Spannungsverhältnisse $R \neq 1$ muss der Verhältniswert f_A angepasst werden. Für den Bereich von $R < -1$ und $R > 1$ (Bereich der Druckmittelspannungen) bleibt die Anrisslastspielzahl unverändert $f_A = f_{A,R=-1}$. Für $-1 \leq R < 1$ (Bereich der Zugmittelspannungen) wird davon ausgegangen, dass der absolute Rissfortschritt für gleiche Oberspannungen gleich ist.

$$f_A = 1 - [1 - f_{A,R=-1}] \cdot \left[\frac{\sigma_D \cdot \frac{2}{R-1}}{\sigma_{D,R=-1}} \right]^{-1/k} \quad (2.84)$$

Die Lastspielzahl bis zum Bauteilanriss berechnet sich nach SWL1999 [7] mit

$$N_{D,A} = f_A \cdot N_{D,B} \quad (2.85)$$

Die Anrisswöhlerlinie ist damit vollständig beschrieben mit

$$S_{Anriss} = S_D \left(\frac{N}{N_{D,A}} \right)^{-k} \quad \dots \text{für } S_D \leq S_{Anriss} \leq S_p \quad (2.86)$$

3. Experimentelle Untersuchungen

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden Werkstoffversuche, Bauteilversuche und fraktographische Materialuntersuchungen an Proben aus Kugelgraphitguss EN-GJS-400-18, EN-GJS-500-7 und EN-GJS-600-3 durchgeführt. Die Werkstoff- und Bauteilversuche erfolgten in der Materialforschungs- und prüfanstalt an der Bauhaus Universität Weimar, die Gefüge- und Bruchuntersuchungen mit einem Raster-Elektronen Mikroskop REM im Werkstofflabor Siemens VDO in Limbach Oberfrohna.

In diesem Kapitel sind die Versuchsrandbedingungen und die Ergebnisse der einzelnen experimentellen Untersuchungen zusammengefasst.

Die Gussrohnteile der verwendeten Werkstoffproben wurden im Sandgussverfahren auf einer Disomatic Formanlage bei der Firma SAKTHI Germany GmbH ehemals Firma INTERMET Neunkirchen GmbH aus einem 8-fach Werkzeug hergestellt.

Gusschargen:

EN-GJS-400-18:

Charge GT E323 am 18.11.2004 [45]

EN-GJS-500-7:

Charge GT F105 am 18.07.2005 [46]

EN-GJS-600-3:

Charge GT E348 am 13.12.2004 [47]

Die Werkstoffkennwerte aus den Gusschargen wurden im Werkstofflabor der Firma SAKTHI Germany GmbH an jeweils 32 Zugproben an der relevanten Probenebene ermittelt. Die Ergebnisse sind in der nachstehenden Tabelle den Werkstoffgrenzwerten nach DIN EN 1563 [48] gegenübergestellt.

3.1 Werkstoffversuche

Die Werkstoffversuche umfassten statische Zugversuche, Entlastungsversuche und dehnungskontrollierte Zugversuche an ungekerbten Zugstäben. Ziel war die Bestätigung der mechanischen Eigenschaften aus der Gusschargenprüfung und die Ermittlung weiterer Werkstoffkennwerte, wie Bestimmung des statischen und zyklischen Spannungs-Dehnungsverhaltens, sowie der Erst-Entlastungskurven mit vorgezogenem Werkstoff. Der Zugversuch dient nach Definition zur Untersuchung des Werkstoffverhaltens unter einachsiger, über den Querschnitt gleichmäßig verteilter Zugbeanspruchung [19].

3. Experimentelle Untersuchungen

Werkstoff	Guss-charge	Prüfstelle	$R_{p0,2}$ [MPa] DIN EN 1563	$R_{p0,2}$ [MPa] min max mean	R_m [MPa] DIN EN 1563	R_m [MPa] min max mean	A[%] DIN EN 1563	A[%] min max mean	Härte [HB] DIN EN 1563	Härte [HB] (an Prüfstelle) min max mean
EN-GJS-400-18	Charge GT E323 am 18.11.2004	Prüfstelle Scheibenebene (4 Proben-sätze 32 Stück)	>250	273,0 301,0 290,0	>400	427,0 449,0 436,3	>18	17,2 27,0 21,5	130 -175	152 156 154
EN-GJS-500-7	Charge GT F105 am 18.07.2005	Prüfstelle Scheibenebene (4 Proben-sätze 32 Stück)	>320	331,0 361,0 347,2	>500	563,0 606,0 578,6	>7	9,5 13,9 12,1	170-230	179 183 181
EN-GJS-600-3	Charge GT E348 am 13.12.2004	Prüfstelle Scheibenebene (4 Proben-sätze 32 Stück)	>370	408,0 450,0 423,3	>600	728,0 776,0 751,8	>3	8,1 11,2 9,4	190-270	n. a.

3. Experimentelle Untersuchungen

Die einheitlichen Zugproben wurden in Anlehnung an die Norm DIN EN 10 002, Teil 1 [49] mit dem Probendurchmesser $d = 5$ mm gefertigt. Abweichend zur Norm wurden die Proben am Übergang zu den Spannstellen, aufgrund der begrenzten Bauteilabmessung, leicht gekürzt. Die Entnahme der Zugproben aus den Rohteilen erfolgte soweit möglich an der 90°-Bohrungsverschneidung, der in Kapitel 3.2 beschriebenen Bauteilproben, siehe Bild 3.1. Die Oberflächenrauheiten am feingedrehten Prüfdurchmesser sind in folgender Tabelle dargestellt. Hierbei ist zu erkennen, dass die Rauheiten am Prüfdurchmesser der gemessenen Proben Unterschiede aufweisen. Die Zugprobe aus EN-GJS-500-7 hat die höchste Rauheit.

Werkstoff	Gemittelte Rautiefe R_z an Zugprobe $\varnothing 5$ mm [μm]	Profiltiefe P_t an Zugprobe $\varnothing 5$ mm [μm]
EN-GJS-400-18	2,69	4,50
EN-GJS-500-7	9,49	13,56
EN-GJS-600-3	5,18	8,40

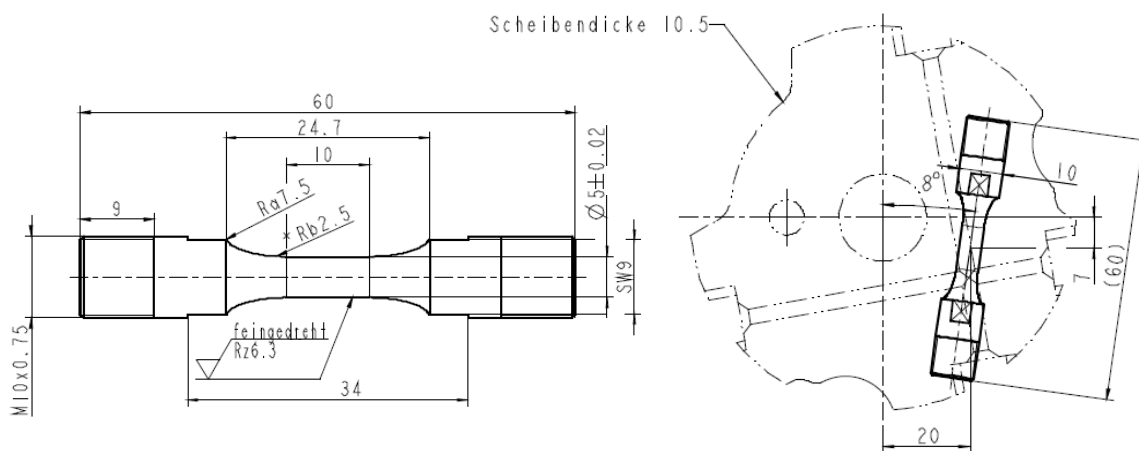


Bild 3.1: Dimensionen Zugprobe und Entnahmestelle aus Rohteil

Prüfmaschine und Versuchbedingungen:

Die Werkstoffversuche wurden auf einem servohydraulischem Materialprüfsystem MTS 810 mit einer maximalen Prüfkraft von 100 kN durchgeführt. Die verwendete 100 kN Kraftmessdose entspricht im gesamten Anzeigenbereich von 1 kN bis 99 kN der Klasse 0,5. Die Regelung der Versuchsparameter sowie die Datenaufnahme erfolgten mittels der MTS-Software MPT. Die Verlängerungen bzw. Dehnungen wurden mit einem MTS-Ansatznehmer

3. Experimentelle Untersuchungen

632.27F-20 mit einer Messlänge von 10,0 mm gemessen, siehe Bild 3.2. Im Anzeigebereich von -1 mm bis +1 mm entspricht der MTS-Ansatzaufnehmer der Klasse 0,5. Während der Versuche betrug die mittlere Labortemperatur 23,0°C. Die Abtastrate betrug 20 Messpunkte/s.

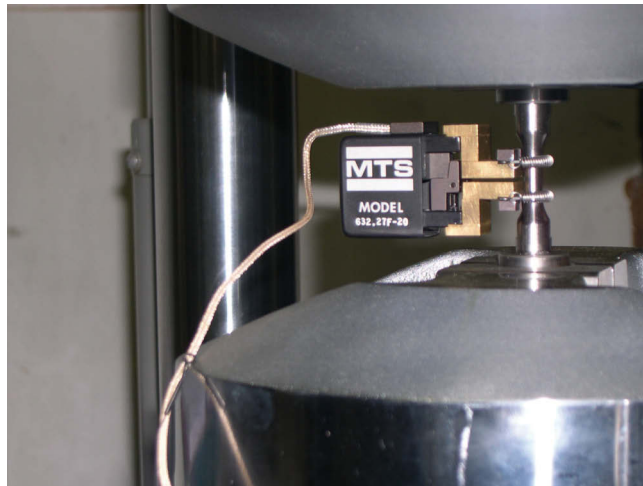


Bild 3.2: Eingespannte Zugprobe mit aufgesetztem Dehnungsaufnehmer

3.1.1 Statischer Zugversuch

Bei dem statischen Zugversuch wirkt auf die Zugprobe eine langsam gesteigerte einachsige Belastung ein. Als Ergebnis aus Belastung und Verformung der Zugprobe erhält man die Spannungs-Dehnungs-Kurve, welche das Festigkeits- und Dehnungsverhalten des untersuchten Werkstoffs wiedergibt [19]. Bei den durchgeführten Zugversuchen betrug die Kraftzunahme 1 kN/s.

3.1.1.1 Werkstoff EN-GJS-400-18

Das Kraft-Verlängerungs-Diagramm aus dem Zugversuch für den Werkstoff EN-GJS-400-18 ist im Bild 3.3 dargestellt.

Aus der Prüfkraft F , Ausgangsquerschnittsfläche A_0 , Ausgangslänge l_0 und Verlängerung Δl lassen sich die technischen Werte Spannung σ und Dehnung ε aus

$$\sigma = \frac{F}{A_0} \quad (3.1)$$

$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l_0} \quad (3.2)$$

ableiten und ergeben sich zu:

3. Experimentelle Untersuchungen

Materialkennwerte	EN-GJS-400-18 Zugversuch	EN-GJS-400-18 Gusscharge, Firma SAKTHI (Mittelwerte)	EN-GJS-400-18 Grenzwerte nach DIN EN 1563
$R_{p0,2}$ [MPa]	264,5	290,0	> 250
R_m [MPa]	453,1	436,3	> 400
A [%]	20,7	21,5	> 18

Zur mathematischen Beschreibung der Spannungs-Dehnungs-Kurve wurde der Ansatz nach RAMBERG-OSGOOD [21] gewählt.

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K} \right)^{1/n} \quad (3.3)$$

Mit dem E-Modul $E = 169.000$ MPa, welcher aus den Richtwerten der Norm [48] entnommen wurde, lassen sich die Konstanten Verfestigungskoeffizient K und Verfestigungsexponent n näherungsweise bestimmen zu

$$K = 560 \text{ MPa} \quad \text{und} \quad n = 0,12 .$$

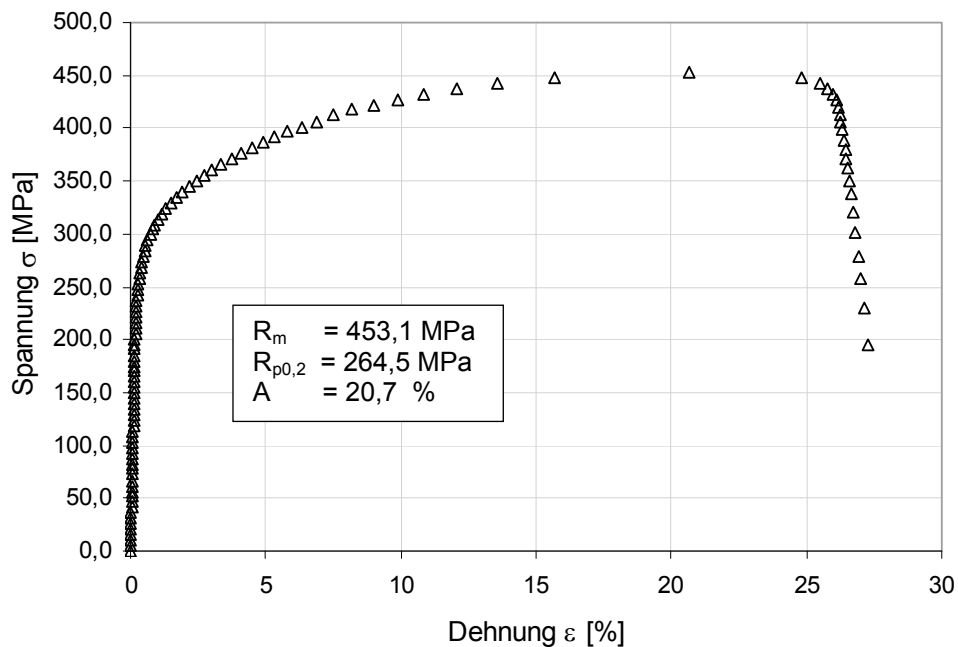


Bild 3.3: Spannungs-Dehnungs-Kurve aus statischem Zugversuch EN-GJS-400-18

Während beim Zugversuch die technischen Spannungen nach Überschreiten der Zugfestigkeit abfallen, steigen die tatsächlichen oder wahren Spannungen im gesamten Zugbereich aufgrund der abnehmenden Querschnittsfläche weiter an [1]. Unter Annahme der Volumenkonstanz und einer gleichmäßigen Dehnungsänderung über die Messlänge während der Verformung (d.h. $A_0 \cdot l_0 = A \cdot l = \text{konstant}$) gilt die Umrechnung [19]

$$\sigma_{wahr} = \sigma \cdot (1 + \varepsilon) . \quad (3.4)$$

Die wahren Dehnungswerte sind danach etwas kleiner als die technischen und lassen sich berechnen aus

$$\varepsilon_{wahr} = \ln(1 + \varepsilon) . \quad (3.5)$$

Die Formeln sind bis zum Beginn der Einschnürung bei ca. R_m gültig. Danach ist die Dehnung nicht mehr gleichmäßig über die Messlänge l verteilt und die Beziehungen können streng genommen nicht mehr verwendet werden.

Im Bild 3.4 sind die technischen und wahren Spannungs-Dehnungs-Kurven aus dem Zugversuch für EN-GJS-400-18 gegenübergestellt. Ebenso dargestellt ist die mathematische Beschreibung nach RAMBERG-OSGOOD mit den Konstanten K und n , sowie zum Vergleich die mittleren Werkstoffkennwerte der Gusscharge.

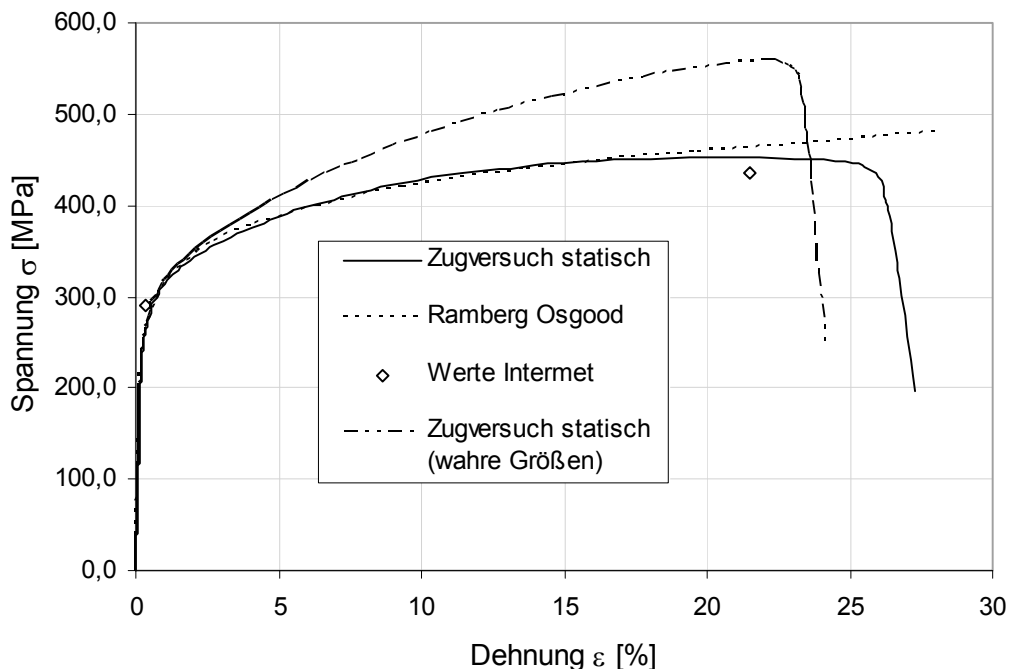


Bild 3.4: Vergleich der Spannungs-Dehnungs-Kurven für EN-GJS-400-18, technische Größen, RAMBERG-OSGOOD, Kennwerte Gusscharge SAKTHI / INTERMET, wahre Größen

3.1.1.2 Werkstoff EN-GJS-500-7

Für den Werkstoff EN-GJS-500-7 ergibt sich nach dem Zugversuch die Spannungs-Dehnungs-Kurve nach Bild 3.5.

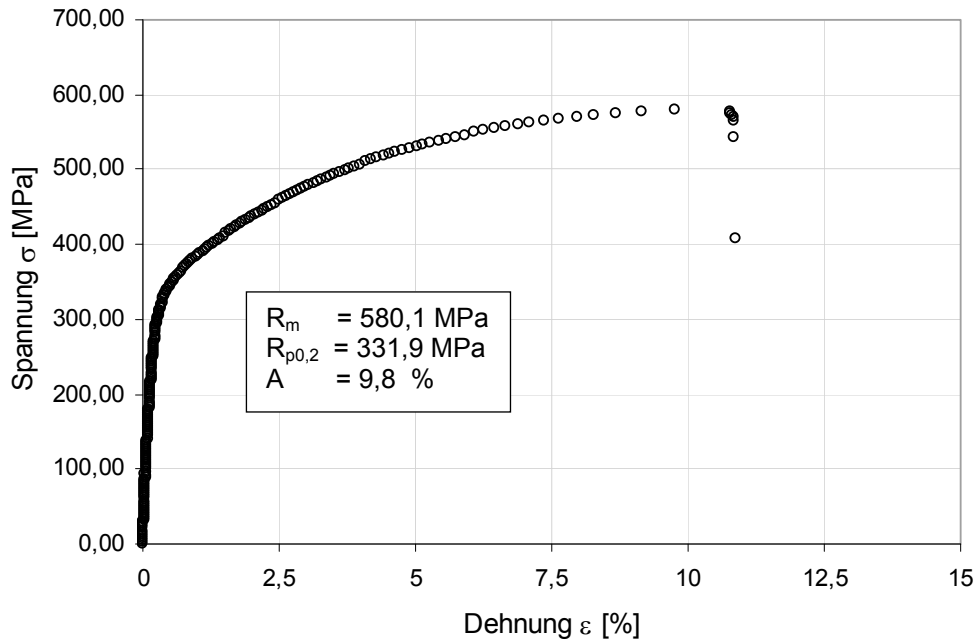


Bild 3.5: Spannungs-Dehnungs-Kurve aus statischem Zugversuch EN-GJS-500-7

Die daraus resultierenden Werkstoffkennwerte sind in der nachfolgenden Tabelle zusammengefasst.

Materialkennwerte	EN-GJS-500-7 Zugversuch	EN-GJS-500-7 Gusscharge, Firma SAKTHI (Mittelwerte)	EN-GJS-500-7 Grenzwerte nach DIN EN 1563
$R_{p0,2}$ [MPa]	331,9	347,2	> 320
R_m [MPa]	580,1	578,6	> 500
A [%]	9,8	12,1	> 7

Als RAMBERG-OSGOOD Konstanten K und n können für die Spannungs-Dehnungs-Kurve nach technischen Größen wieder die Parameter

$$K = 855 \text{ MPa} \quad \text{und} \quad n = 0,16$$

mit einem E-Modul von 169.000 MPa bestimmt werden. Ein Vergleich der statischen σ - ε -Kurven für den Werkstoff EN-GJS-500-7 ist in Bild 3.6 zusammengestellt.

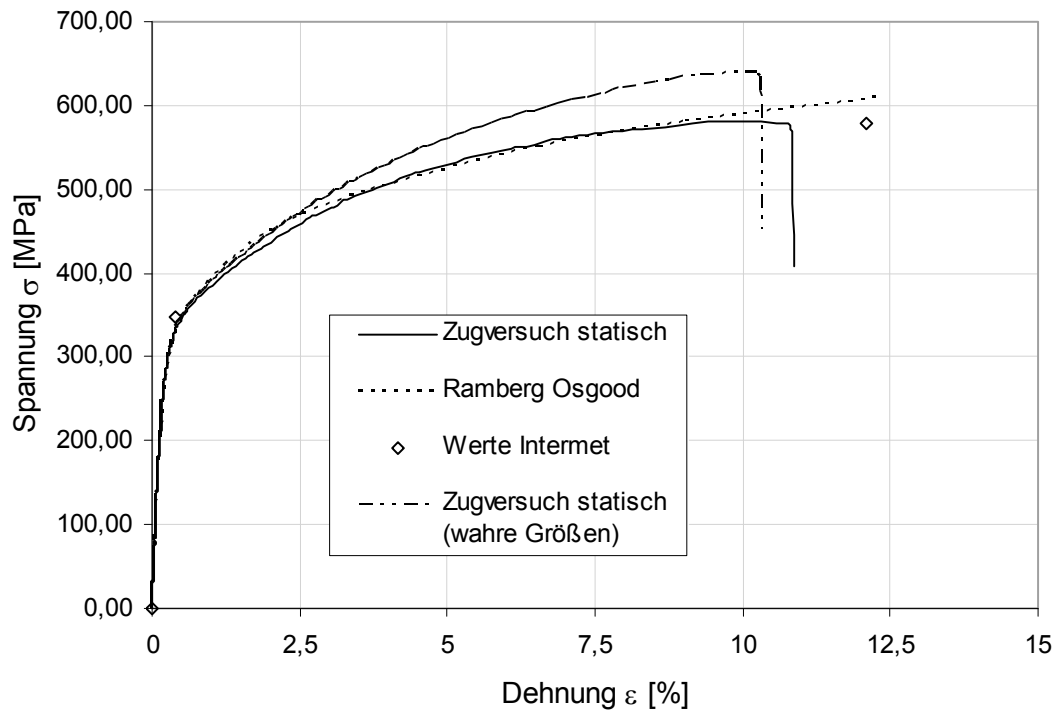


Bild 3.6: Vergleich der Spannungs-Dehnungs-Kurven für EN-GJS-500-7, technische Größen, RAMBERG-OSGOOD, Kennwerte Gusscharge SAKTHI / INTERMET, wahre Größen

3.1.1.3 Werkstoff EN-GJS-600-3

Bild 3.7 zeigt das Ergebnis des Zugversuchs für die Zugproben aus dem Werkstoff EN-GJS-600-3.

Die daraus resultierenden Werkstoffkennwerte sind in der folgenden Tabelle zusammengefasst und wieder den Kennwerten nach DIN EN 1563, sowie den Werten aus der Gusscharge gegenübergestellt.

3. Experimentelle Untersuchungen

Materialkennwerte	EN-GJS-600-3 Zugversuch	EN-GJS-600-3 Gusscharge, Angaben Firma SAKTHI (Mittelwerte)	EN-GJS-600-3 Grenzwerte nach DIN EN 1563
$R_{p0,2}$ [MPa]	366,1	423,3	> 370
R_m [MPa]	752,9	751,8	> 600
A [%]	11,5	9,4	> 3

Mit einem E-Modul von 174.000 MPa kann das Spannungs-Dehnungs-Verhalten näherungsweise nachgebildet werden mit den RAMBERG-OSGOOD Konstanten:

$$K = 1160 \text{ MPa} \quad \text{und} \quad n = 0,19 .$$

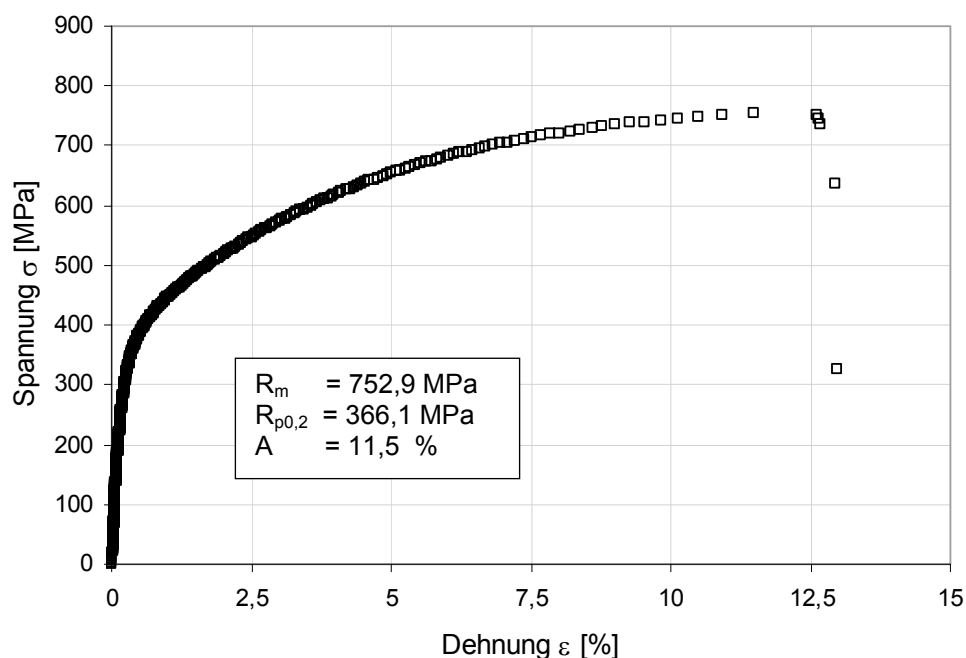


Bild 3.7: Spannungs-Dehnungs-Kurve aus statischem Zugversuch EN-GJS-600-3

Analog den anderen beiden Gussorten sind in Bild 3.8 die statischen Spannungs-Dehnungs-Kurven des EN-GJS-600-3 aufgetragen.

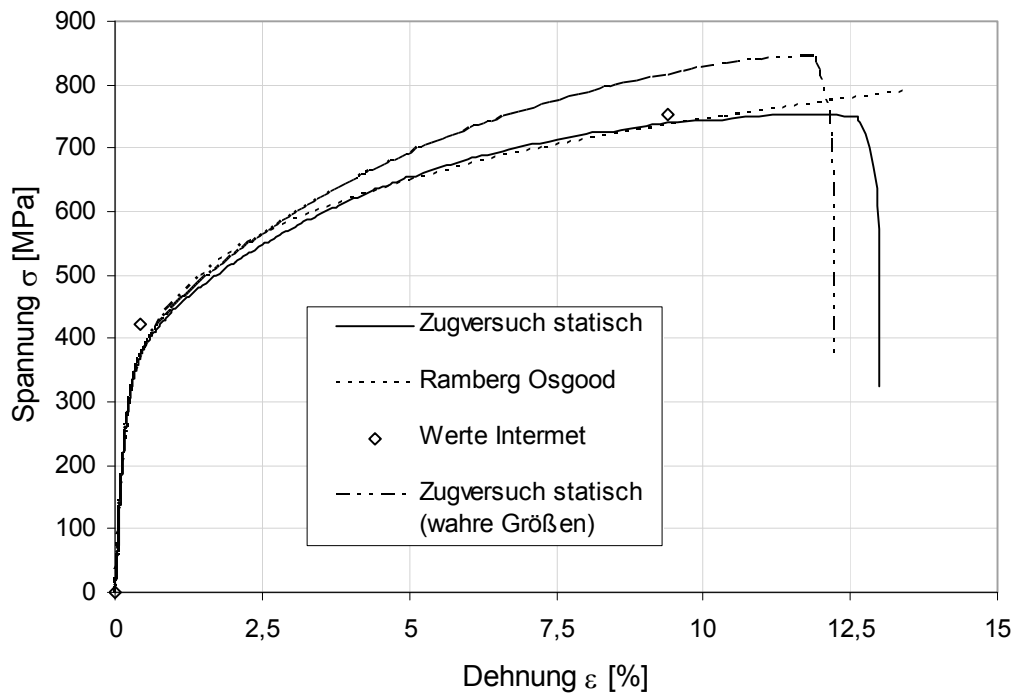


Bild 3.8: Vergleich der Spannungs-Dehnungs-Kurven für EN-GJS-600-3, technische Größen, RAMBERG-OSGOOD, Kennwerte Gusscharge SAKTHI / INTERMET, wahre Größen

3.1.2 Dehnungskontrollierte Zugversuche

Es ist bekannt, dass im Zeitfestigkeitsbereich an Schwingbruchanrissen nicht nur eine der Spannungsamplitude proportionale elastische Dehnungsamplitude auftritt, sondern dass die dort örtlich wirkende Gesamt-Dehnungsamplitude einen beachtlichen plastischen Dehnungsanteil enthält [4]. An dehnungskontrollierten Wöhlerversuchen kann der Zusammenhang der örtlich auftretenden elastisch-plastischen Wechseldehnung und der zugehörigen Spannungsamplitude bei einem Spannungsverhältnis $R = -1$ an ungekerbten Zugproben ermittelt werden.

3.1.2.1 Werkstoff EN-GJS-400-18

Die folgende Abbildung (Bild 3.9) zeigt die Spannungsamplituden am Werkstoff EN-GJS-400-18 für konstante Dehnungsamplituden 0,25%, 0,3% und 0,5%. Mit zunehmender Dehnung verkürzt sich dabei die ertragbare Zyklenzahl bis zum Bruch.

3. Experimentelle Untersuchungen

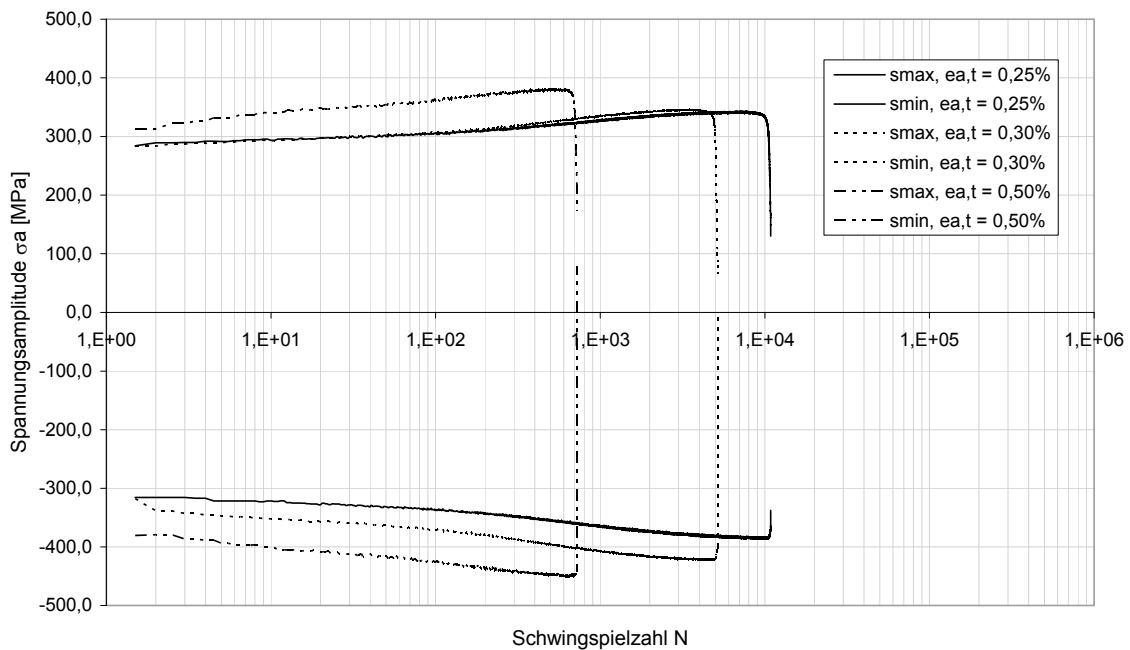


Bild 3.9: Ergebnis dehnungskontrollierter Wöhlerversuch für den Werkstoff EN-GJS-400-18 mit konstanten Dehnungsamplituden 0,25%; 0,30%; 0,50% [55]; Angaben $smax = \sigma_{max}$, $smin = \sigma_{min}$, $ea, t = \varepsilon_{a, t}$

Aus Bild 3.9 lässt sich für den Werkstoff EN-GJS-400-18 ein zyklisch verfestigendes Verhalten erkennen. Der Verfestigungsvorgang ist nach Bild 3.10 nach circa $N = 1000$ Schwingspielen bereits nahezu abgeschlossen. Das nicht exakt symmetrische Verhalten zwischen σ_{max} und σ_{min} kann mit einem schwachen bimodularem Werkstoffverhalten des Kugelgraphitgusses für den Zug- und den Druckbereich erklärt werden.

Das Verfestigungsverhalten zeigt sich auch am Verlauf der Hystereseschleife im dehnungskontrollierten Versuch als eine sich aufstellende Schleife, abgelesen bei halber Bruchlastspielzahl im Vergleich zur Anfangshysterese, siehe Bild 3.11.

3. Experimentelle Untersuchungen

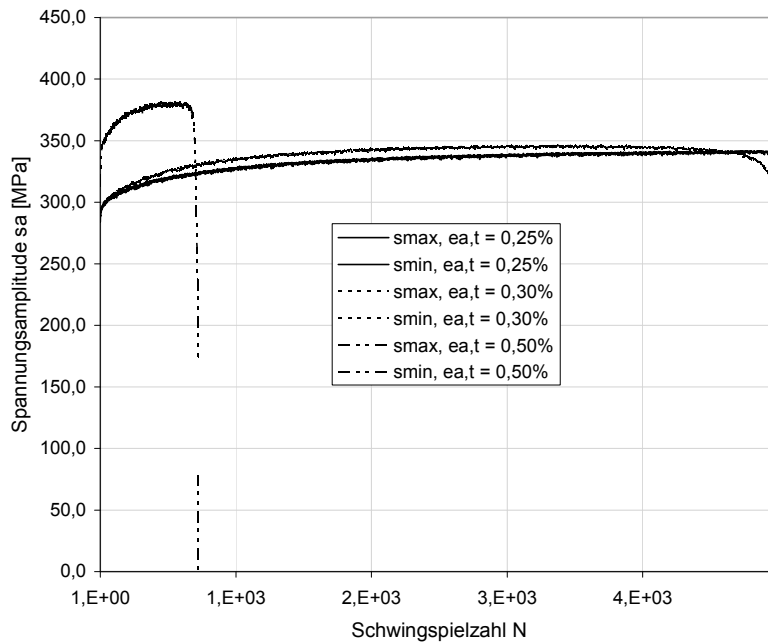


Bild 3.10: Stabilisierung der zyklischen Verfestigung am Werkstoff EN-GJS-400-18 bei konstanten Dehnungsamplituden 0,25%; 0,30%; 0,50% [55]; Angaben $s_{max} = \sigma_{max}$, $s_{min} = \sigma_{min}$, $ea, t = \varepsilon_{a, t}$

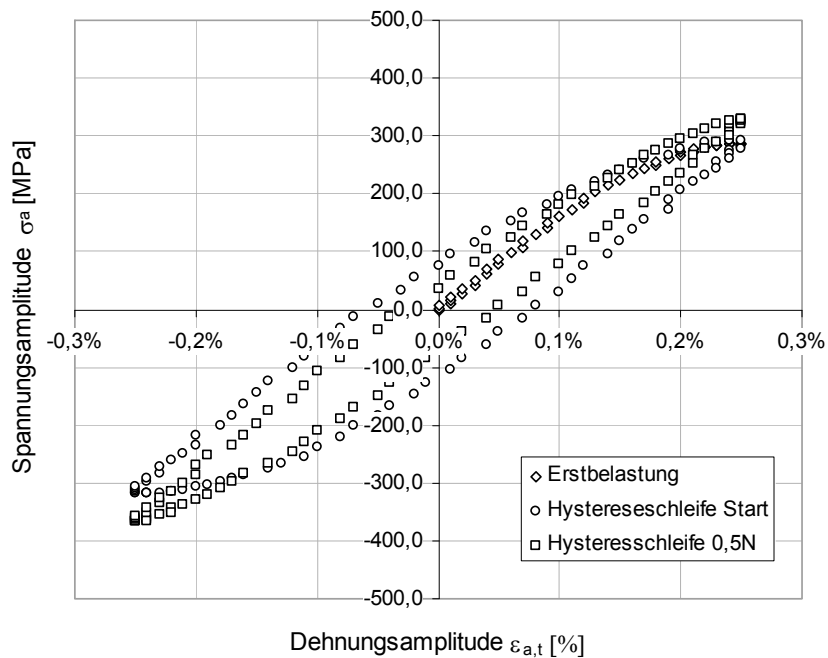


Bild 3.11: Hystereseschleifen an der Zugprobe für den Zeitpunkt: Erstbelastung, erste Hystereseschleife, Hystereseschleife halbe Bruchlastspielzahl für eine konstante Dehnungsamplitude 0,25%

3. Experimentelle Untersuchungen

Die elastischen und plastischen Dehnungsanteile bei halber Bruchlastspielzahl lassen sich aus der Hystereseschleife (Bild 3.11) ermitteln und sind in folgender Tabelle dargestellt.

$\varepsilon_{a,t}$ [-]	$\varepsilon_{a,el}$ [-]	$\varepsilon_{a,pl}$ [-]	σ_m [MPa]	σ_a [MPa]	σ_{max} [MPa]	Halbe Bruchschwingspielzahl N
0,0025	0,002138	0,00036	-19,84	361,32	341,48	5425,5
0,003	0,00226	0,00074	-37,56	381,93	344,37	2593,5
0,005	0,00243	0,00257	-35,03	410,60	375,57	361,5

Aus den oben ermittelten zyklisch stabilisierten Gesamt-Dehnungsamplituden $\varepsilon_{a,t}$ lässt sich für den Werkstoff EN-GJS-400-18 die Dehnungs-Wöhlerlinie ableiten. Hierzu werden die Dehnungsamplituden im doppeltlogarithmischen Maßstab dargestellt. Die elastischen und plastischen Dehnungsanteile liegen dann in guter Näherung auf einer Geraden.

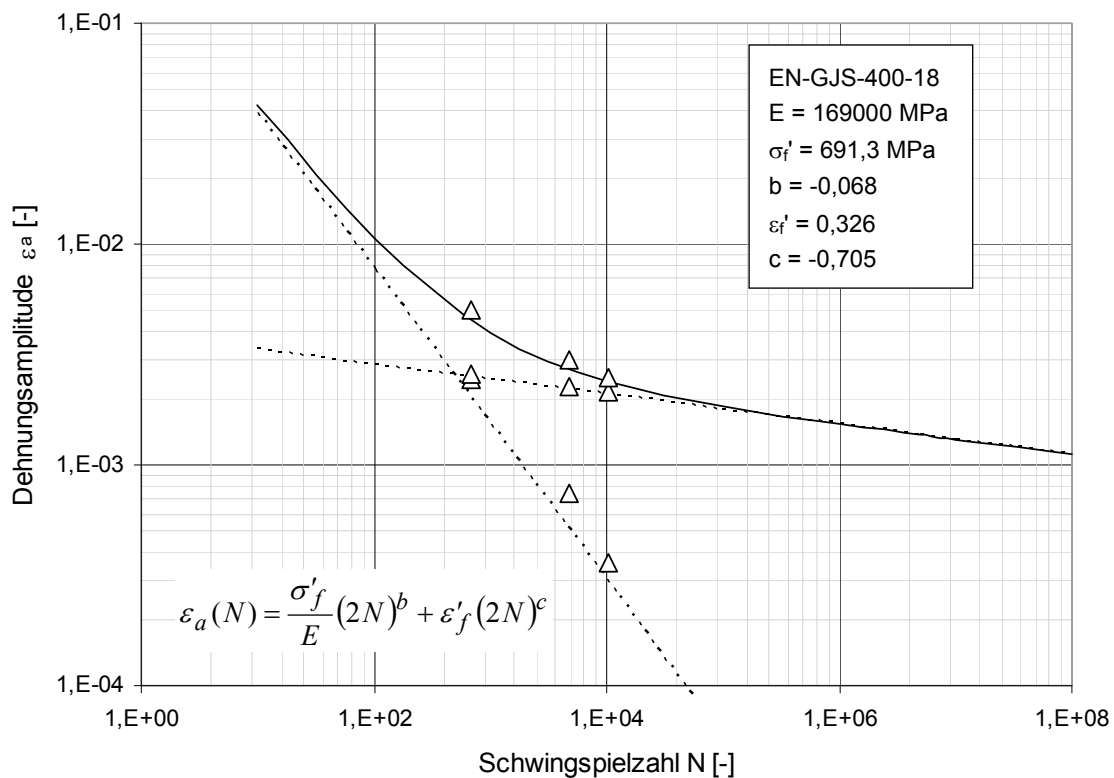


Bild 3.12: Dehnungs-Wöhlerlinie EN-GJS-400-18

Mathematisch ist die Dehnungs-Wöhlerlinie, wie in Kapitel 2.1.9 beschrieben, nach dem Ansatz von COFFIN [22], MANSON [23] und MORROW [24] durch

$$\varepsilon_a(N) = \frac{\sigma'_f}{E} (2N)^b + \varepsilon'_f (2N)^c \quad (3.6)$$

bestimmt. Für den Werkstoff EN-GJS-400-18 ergeben sich dann angenähert die MANSON-COFFIN Parameter Schwingfestigkeitskoeffizient σ'_f , der Schwingfestigkeitsexponent b , der Duktilitätskoeffizient ε'_f und der Duktilitätsexponent c zu:

$$\begin{aligned} \sigma'_f &= 691,3 \text{ MPa} \\ b &= -0,068 \\ \varepsilon'_f &= 0,326 \\ c &= -0,705 \end{aligned}$$

Die dazugehörige zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve lässt sich nach Bild 3.13 darstellen. Hierin ist die Spannungsamplitude über den Gesamtdehnungen zu einer bestimmten Schwingspielzahl aufgetragen. Aus den MANSON-COFFIN-Parametern errechnet sich, über die Kompatibilitätsbedingungen, die Spannungs-Dehnungs-Kurve nach der RAMBERG-OSGOOD-Beziehung [21].

$$\varepsilon_{a,t} = \frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{K'} \right)^{1/n'} \quad (3.7)$$

mit dem Verfestigungsexponenten n'

$$n' = \frac{b}{c} \quad (3.8)$$

und dem Festigungskoeffizienten K'

$$K' = \sigma'_f \cdot \varepsilon'_f^{-n'} \quad (3.9)$$

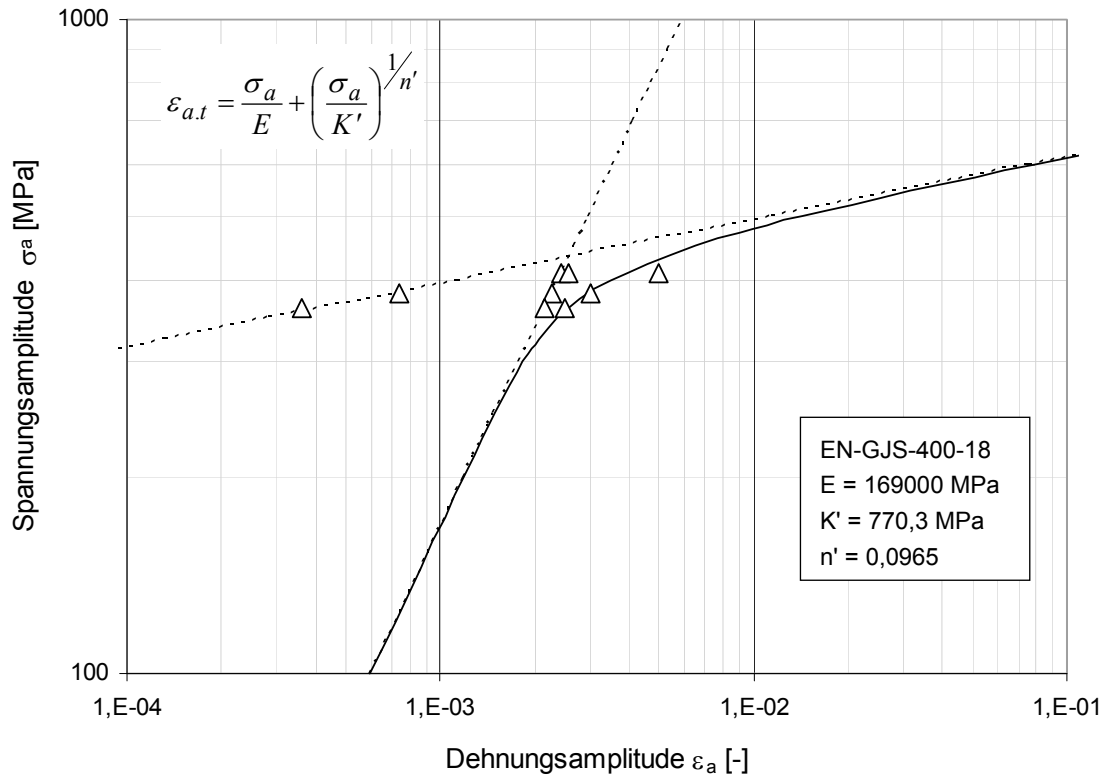


Bild 3.13: Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve für den Werkstoff EN-GJS-400-18

3.1.2.2 Werkstoff EN-GJS-500-7

Für den Werkstoff EN-GJS-500-7 wurden dehnungskontrollierte Wöhlerversuche für die Dehnungsamplituden 0,3%, 0,4% und 0,5% durchgeführt. Die Spitzenwerte der Gesamt-Dehnungen sind in Bild 3.14 über der Schwingspielzahl aufgetragen. Wie bei dem Werkstoff EN-GJS-400-18 ergibt sich auch hier ein zyklisch verfestigendes und leicht unsymmetrisches Verhalten.

3. Experimentelle Untersuchungen

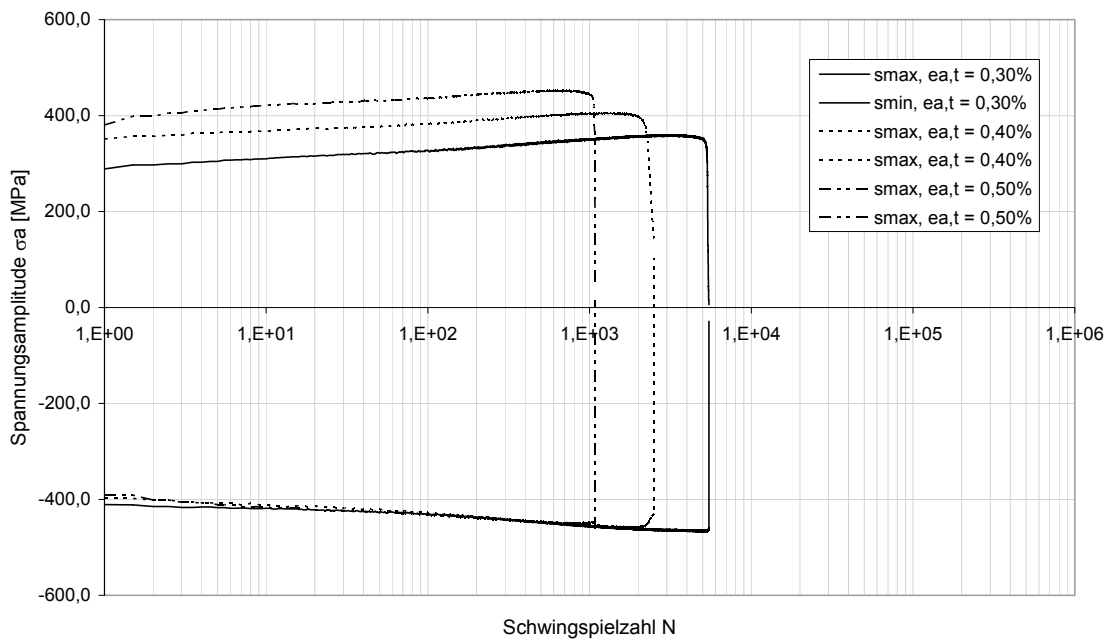


Bild 3.14: Ergebnis dehnungskontrollierter Wöhlerversuch für den Werkstoff EN-GJS-500-7 mit konstanten Dehnungsamplituden 0,30%; 0,40%; 0,50% [55]; Angaben $s_{max} = \sigma_{max}$, $s_{min} = \sigma_{min}$, $ea, t = \epsilon_{a, t}$

Bei halber Bruchlastspielzahl ergeben sich für den EN-GJS-500-7 die Dehnungsamplituden nach folgender Tabelle.

$\epsilon_{a, t}$ [-]	$\epsilon_{a, el}$ [-]	$\epsilon_{a, pl}$ [-]	σ_m [MPa]	σ_a [MPa]	σ_{max} [MPa]	Halbe Bruchschwingspielzahl N
0,003	0,002434	0,00056	-55,88	411,308	355,423	2731
0,004	0,002545	0,001455	-26,67	430,111	403,441	1252
0,005	0,002656	0,002344	0,909	448,868	449,777	541,5

Eingetragen im doppeltlogarithmischen Maßstab stellt sich die Dehnungswöhlerlinie für die Zugproben aus EN-GJS-500-7 nach Bild 3.15 dar.

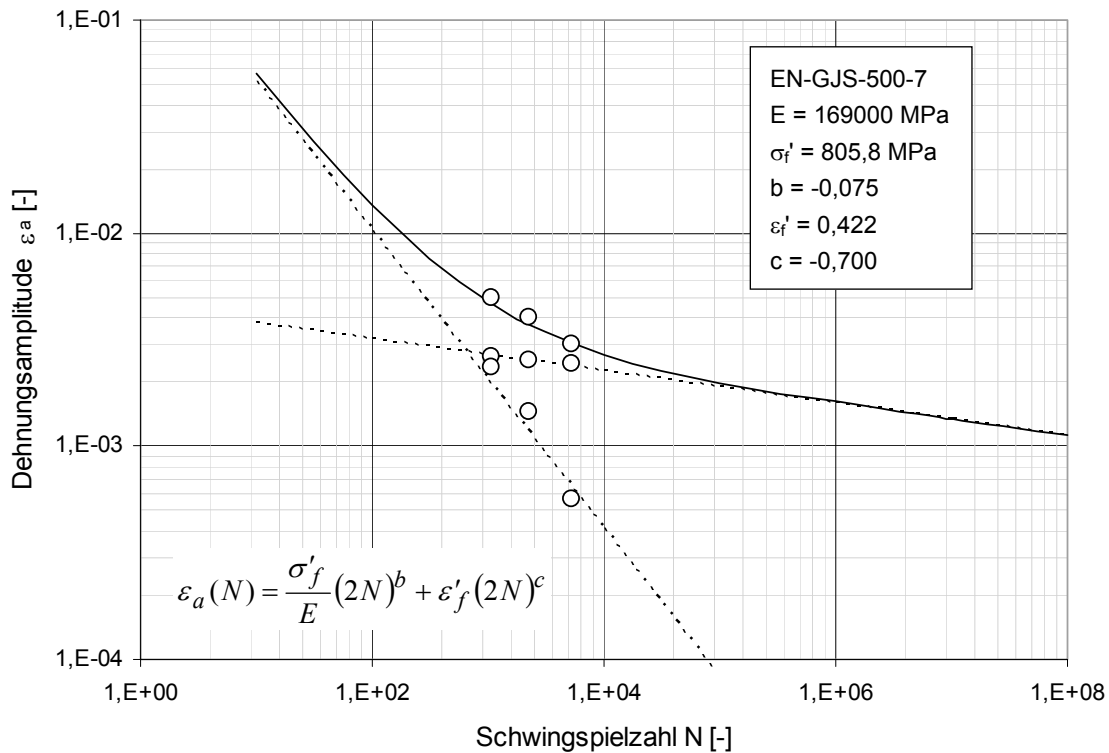


Bild 3.15: Dehnungs-Wöhlerlinie EN-GJS-500-7

Diese lässt sich wiederum durch die MANSON-COFFIN-Parameter beschreiben.

$$\begin{aligned} \sigma'_f &= 805,8 \text{ MPa} \\ b &= -0,075 \\ \epsilon'_f &= 0,422 \\ c &= -0,700 \end{aligned}$$

Über den Verfestigungsexponenten n' und Festigungskoeffizienten K' kann wieder die entsprechende zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve hergeleitet werden, Bild 3.16.

3.1.2.3 Werkstoff EN-GJS-600-3

Die sich einstellenden Spannungsamplituden bei konstanter Dehnungsamplitude 0,3%, 0,4% und 0,5% für den Gusswerkstoff EN-GJS-600-3 sind im Diagramm (Bild 3.17) über der ertragbaren Schwingspielzahl aufgetragen. Im Gegensatz zu den zuvor betrachteten Werkstoffen EN-GJS-400-18 und EN-GJS-500-7 ergibt sich hier kein eindeutig verfestigendes Verhalten.

3. Experimentelle Untersuchungen

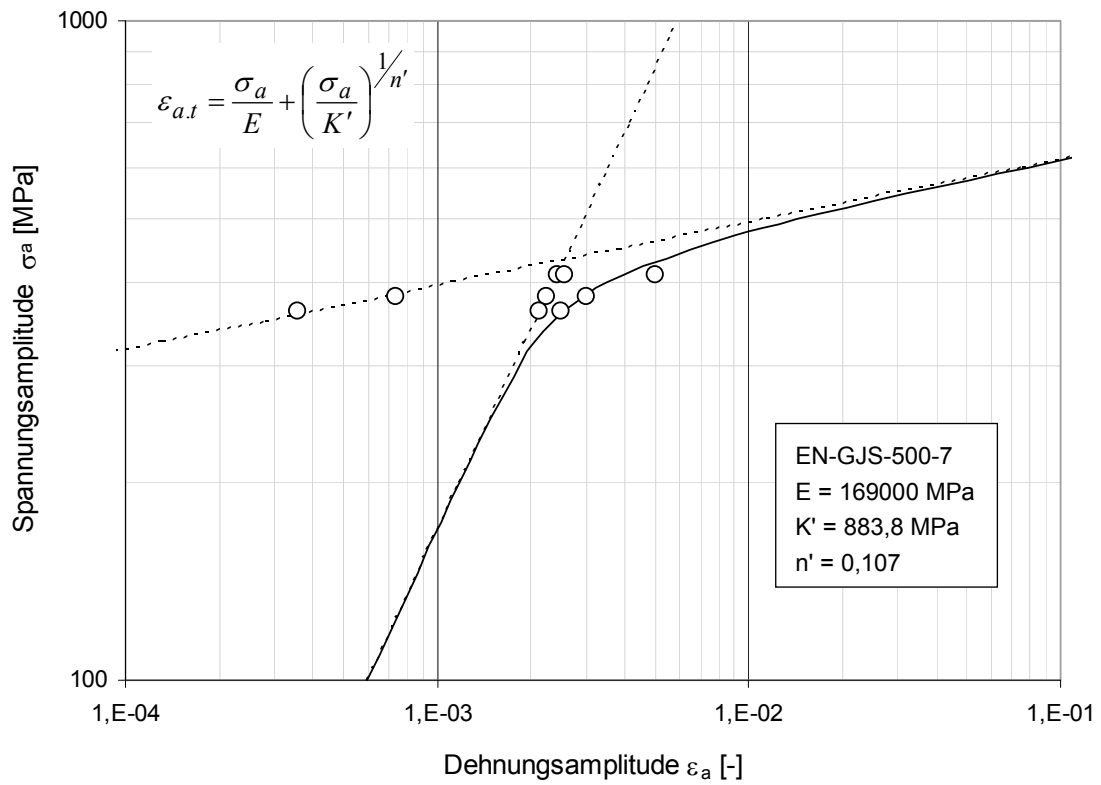


Bild 3.16: Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve für den Werkstoff EN-GJS-500-7

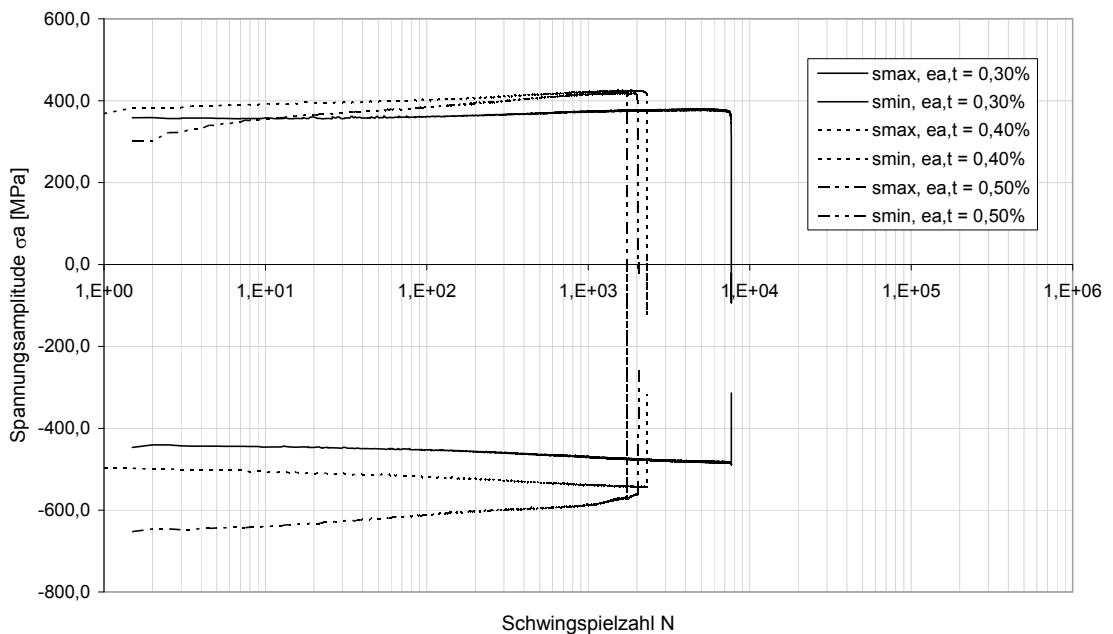


Bild 3.17: Ergebnis dehnungskontrollierter Wöhlerversuch für den Werkstoff EN-GJS-600-3 mit konstanten Dehnungsamplituden 0,30%; 0,40%; 0,50%; Angaben $s_{max} = \sigma_{max}$, $s_{min} = \sigma_{min}$, $ea,t = \varepsilon_{a,t}$

3. Experimentelle Untersuchungen

Die elastischen, plastischen sowie Gesamt-Dehnungsanteile bei der jeweiligen halben Bruchlastspielzahl konnten wieder aus den aufgezeichneten Hystereseschleifen ermittelt werden.

$\varepsilon_{a,t}$ [-]	$\varepsilon_{a,el}$ [-]	$\varepsilon_{a,pl}$ [-]	σ_m [MPa]	σ_a [MPa]	σ_{max} [MPa]	Halbe Bruchschwingspielzahl N
0,003	0,002466	0,000534	-51,25	429,169	377,918	3844
0,004	0,002767	0,001233	-59,46	481,536	422,076	1155
0,005	0,002879	0,002121	-85,81	501,032	415,221	1036

Die dazugehörige Dehnungs-Wöhlerlinie für EN-GJS-600-3 ergibt sich nach Bild 3.18.

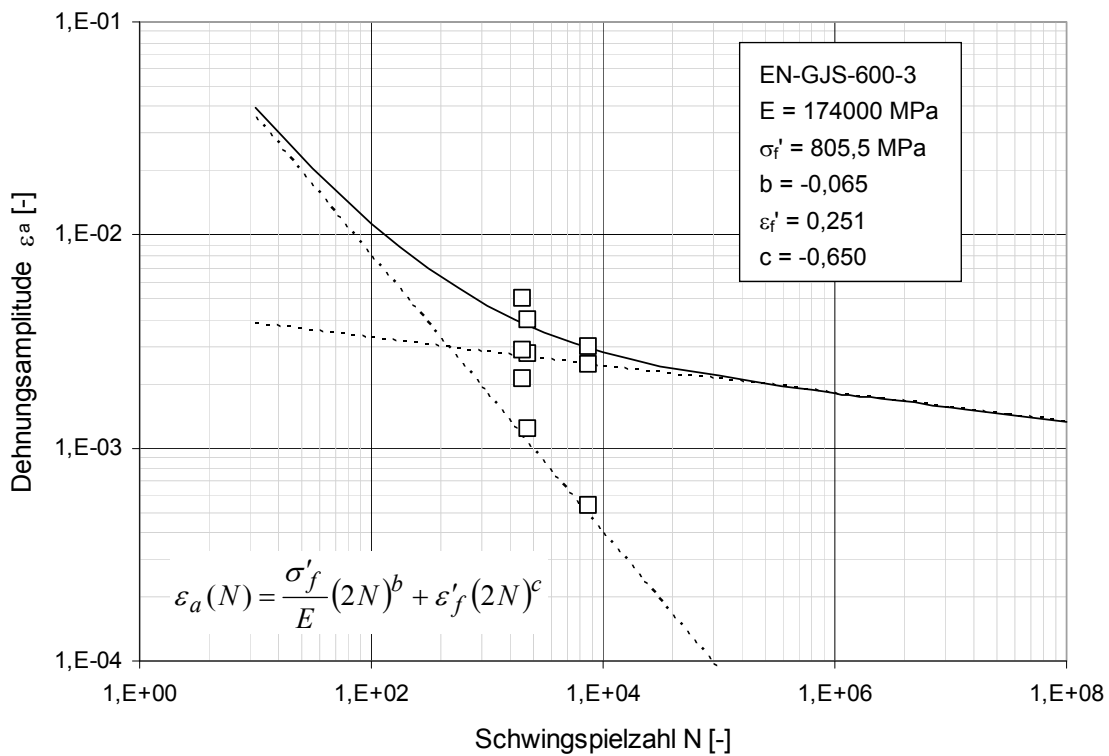


Bild 3.18: Dehnungs-Wöhlerlinie EN-GJS-600-3

MANSON-COFFIN-Parameter der Dehnungs-Wöhlerlinie:

$$\begin{aligned} \sigma'_f &= 805,5 \text{ MPa} \\ b &= -0,065 \\ \varepsilon'_f &= 0,251 \\ c &= -0,650 \end{aligned}$$

Daraus abgeleitet berechnet sich die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve der Zugproben aus EN-GJS-600-3 nach Bild 3.19.

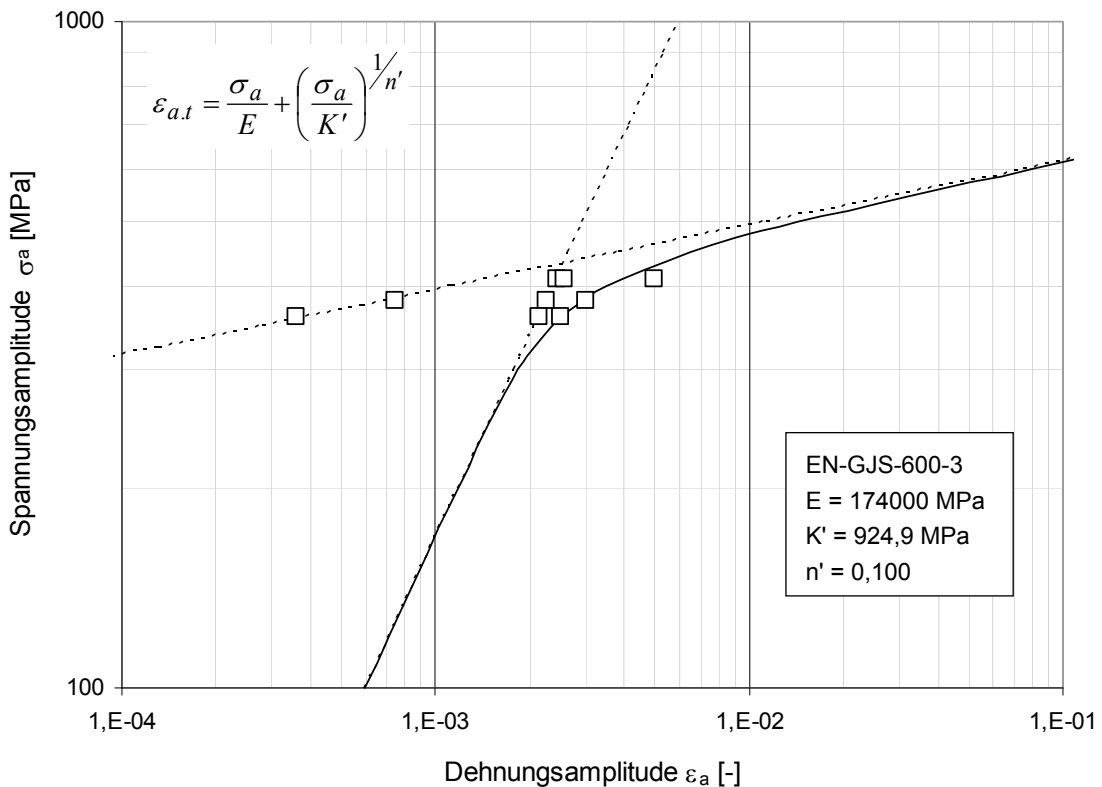


Bild 3.19: Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve für den Werkstoff EN-GJS-600-3

In der nachfolgenden Tabelle wurden für alle drei untersuchten Werkstoffe, die Parameter zur Beschreibung der Dehnungs-Wöhlerlinie, sowie die RAMBERG-OSGOOD-Parameter der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve zusammengefasst.

3. Experimentelle Untersuchungen

Werkstoff	σ'_f [MPa]	ε'_f [-]	b [-]	c [-]	K' [MPa]	n' [-]	E-Modul [MPa]
EN-GJS-400-18	691,3	0,326	-0,068	-0,705	770,3	0,097	169000
EN-GJS-500-7	805,8	0,422	-0,075	-0,700	883,8	0,107	169000
EN-GJS-600-3	805,5	0,251	-0,065	-0,650	924,9	0,100	174000

Ein Vergleich aller statischen und zyklischen σ - ε -Kurven nach den RAMBERG-OSGOOD-Parametern zeigt Bild 3.20.

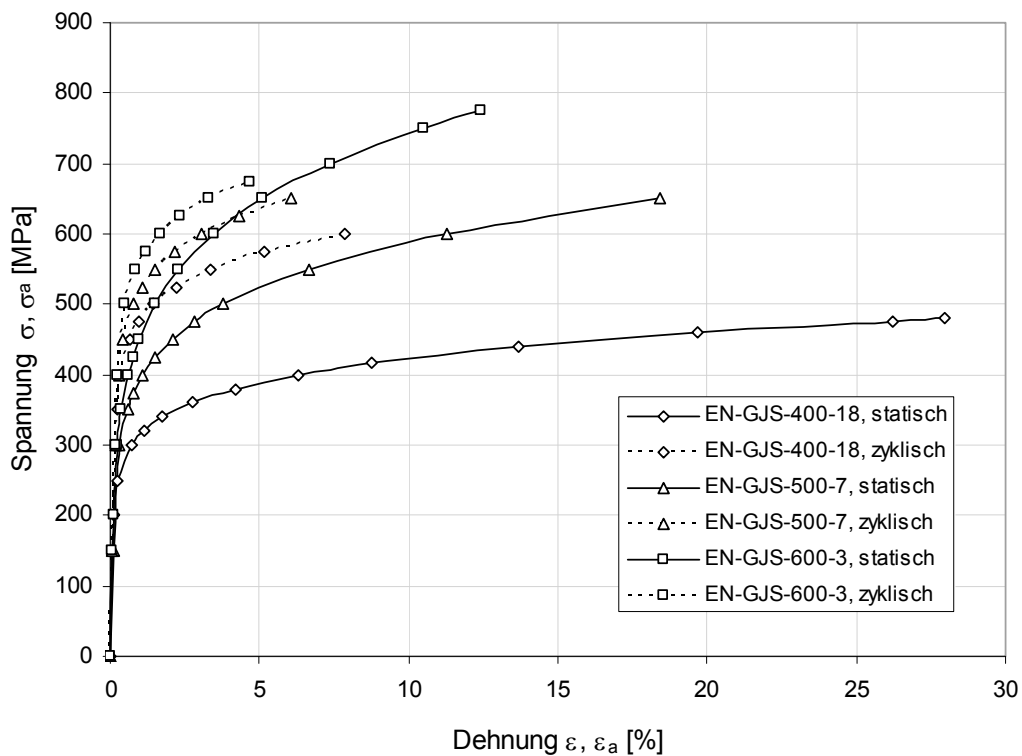


Bild 3.20: Vergleich der statischen und zyklischen σ - ε -Kurven für die Werkstoffe EN-GJS-400-18, EN-GJS-500-7 und EN-GJS-600-3. Kurven berechnet mit Stützstellen

3.1.3 Erst-Entlastungsversuche (Bauschinger-Versuche)

Die Erstentlastungsversuche an ungekerbten Zugproben sollen Informationen zum Werkstoffverhalten nach dem Zurücknehmen des Autofrettagedrucks liefern. Nach BAUSCHINGER [39] ist bekannt, dass das Werkstoffverhalten nach einer plastischen Dehnung nicht mehr dem statischen Werkstoffverhalten folgt. In dieser Versuchsreihe wurden Zugproben auf einen bestimmten Dehnungswert gezogen und dann entlastet. Die Belastungs- und Entlastungsgeschwindigkeit betrug jeweils 0,3 mm/s. Dabei war zu beachten, dass beim Zurückstauchen der Zugproben ein Ausknicken der Proben vermieden wird. Somit konnte die Vordehnung bei diesen Versuchen nur auf einen begrenzten Wert eingestellt werden.

3.1.3.1 Erst-Entlastung EN-GJS-400-18

Die Erstentlastungsversuche an EN-GJS-400-18 wurden an drei Zugproben mit unterschiedlichen Dehnungsgrenzwerten durchgeführt. Diese betragen 1% auf -1%, 3% auf 1% und 5% auf 2%. In Bild 3.21 ist der Spannungs-Dehnungs-Verlauf dieser 3 Proben dargestellt.

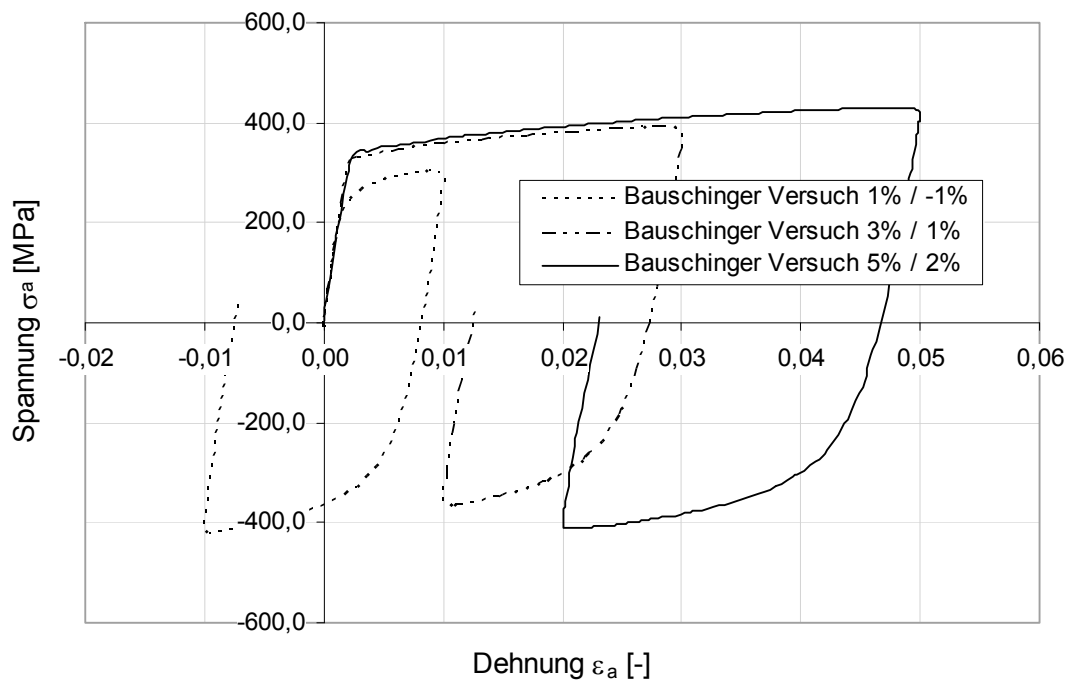


Bild 3.21: Spannungs-Dehnungs-Verlauf an vorgezogenen ungekerbten Zugproben aus EN-GJS-400-18

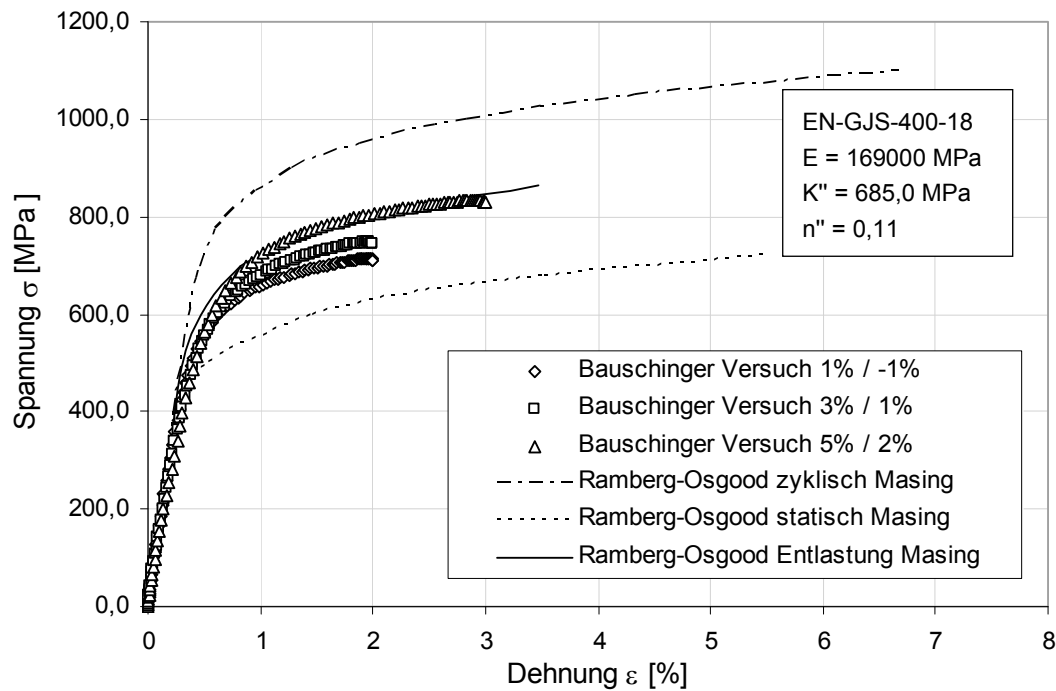


Bild 3.22: Vergleich Erst-Entlastungskurven Zugprobe im Vergleich zu RAMBERG-OSGOOD Spannungs-Dehnungs-Kurven für den Werkstoff EN-GJS-400-18

3.1.3.2 Erst-Entlastung EN-GJS-500-7

Für den Werkstoff EN-GJS-500-7 wurden ebenfalls an drei Zugproben BAUSCHINGER-Versuche durchgeführt. Die σ - ε -Kurven mit den Dehnungsgrenzwerten analog EN-GJS-400-18 mit 1% auf -1%, 3% auf 1% und 5% auf 2% zeigt Bild 3.23.

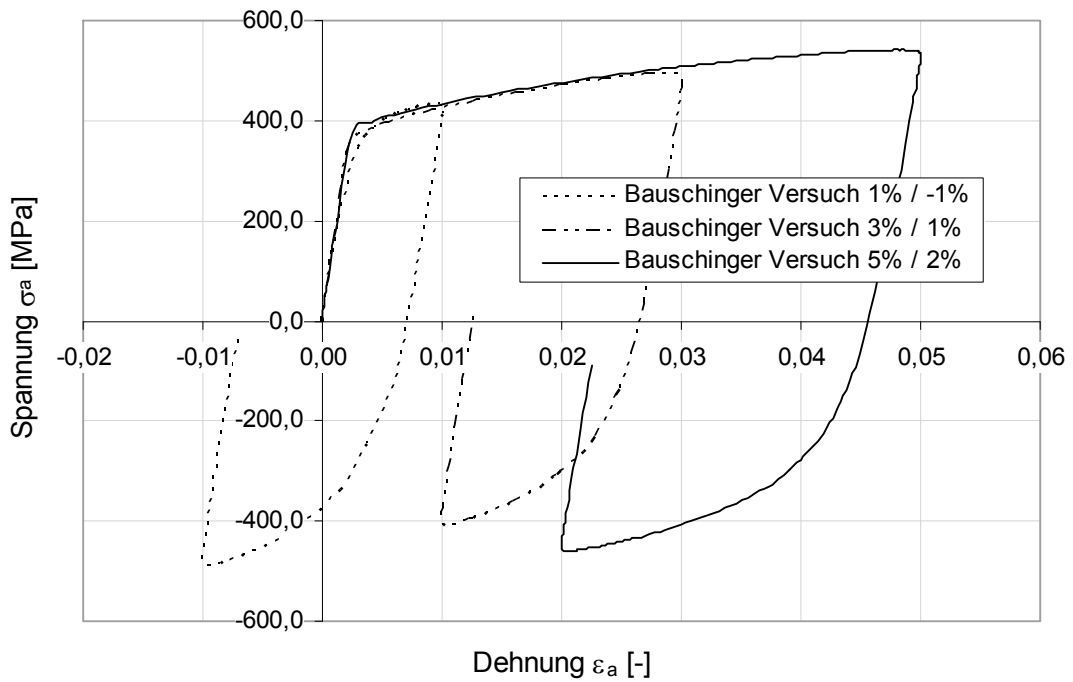


Bild 3.23: Spannungs-Dehnungs-Verlauf an vorgezogenen ungerückten Zugproben aus EN-GJS-500-7

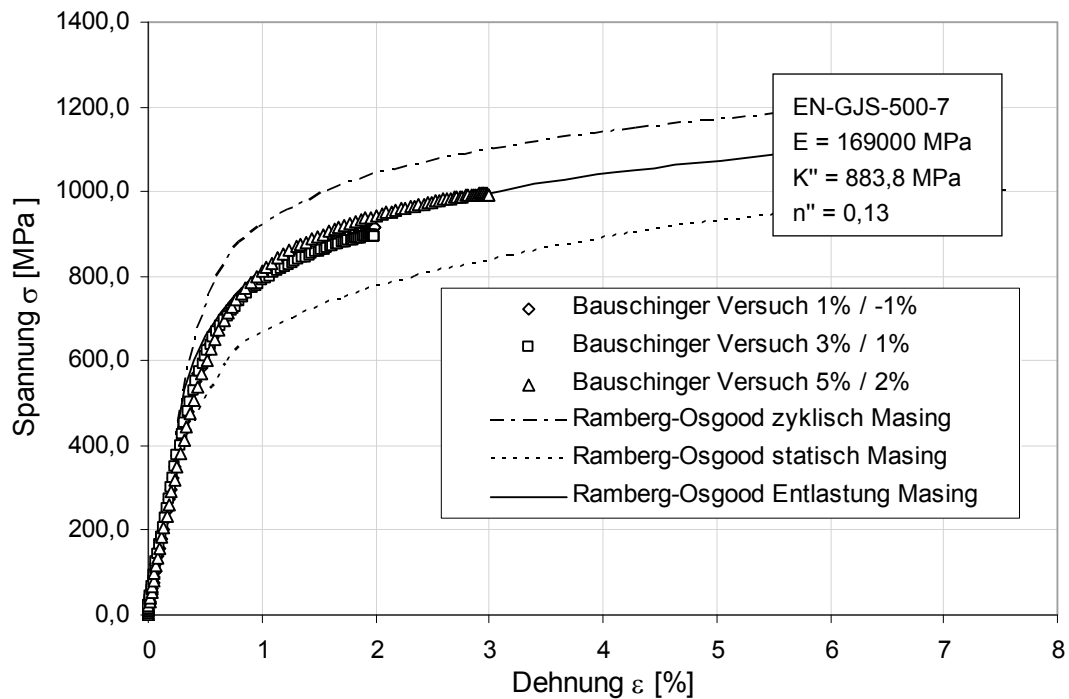


Bild 3.24: Vergleich Erst-Entlastungskurven Zugprobe im Vergleich zu RAMBERG-OSGOOD Spannungs-Dehnungs-Kurven für den Werkstoff EN-GJS-500-7

3.1.3.3 Erst-Entlastung EN-GJS-600-3

Die Erst-Entlastungskurven für den Werkstoff EN-GJS-600-3 sind in Bild 3.25 aufgetragen. Diese resultierten wieder aus drei Zugproben mit den Dehnungsgrenzwerten von 1% auf -1%, 3% auf 1% und 5% auf 2%.

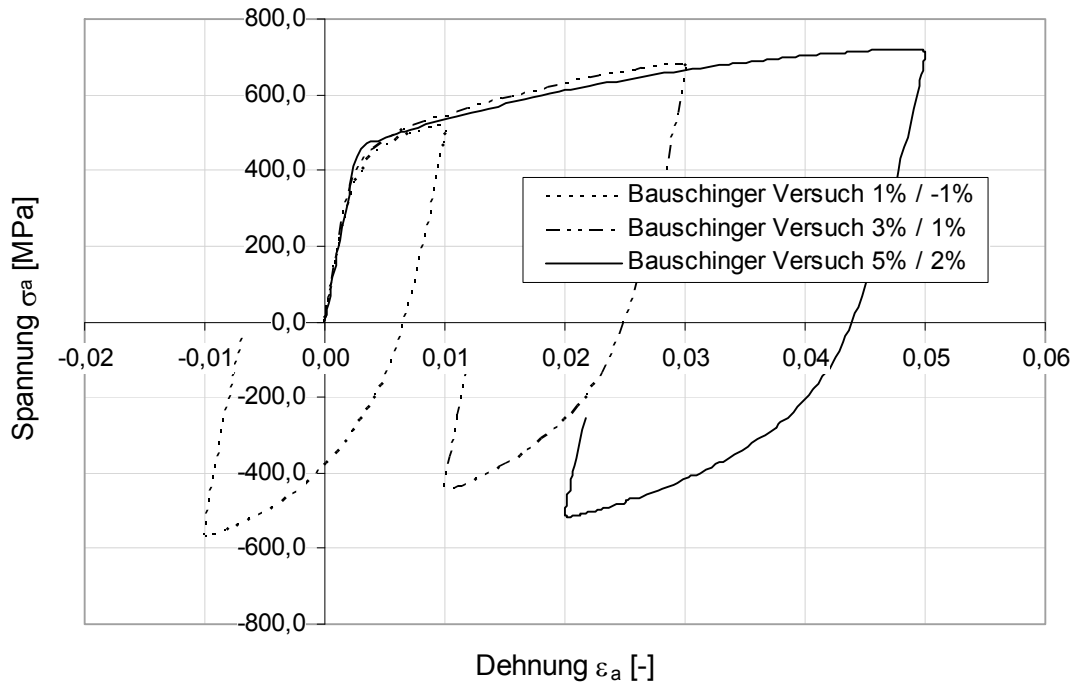


Bild 3.25: Spannungs-Dehnungs-Verlauf an vorgezogenen ungekerbten Zugproben aus EN-GJS-600-3

Zusammenfassend kann für die BAUSCHINGER-Versuche abgeleitet werden, dass mit zunehmendem vorgereckten Dehnungswert, sich die Entlastungskurve mehr der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve annähert. Die maximale vorgereckte Dehnung und anschließende Stauchung war allerdings versuchstechnisch bei 5% auf 2% begrenzt, da bei Stauchung aus noch höherer Vordehnung die Gefahr eines Ausknickens der Zugproben bestand.

Für die Bestimmung der RAMBERG-OSGOOD-Parameter K'' und n'' und zur weiteren Berechnung in Kapitel 5, wurde sich an den Entlastungskurven bei einer versuchstechnisch maximal möglichen Vordehnung von 5% und Stauchung auf 2% angelehnt.

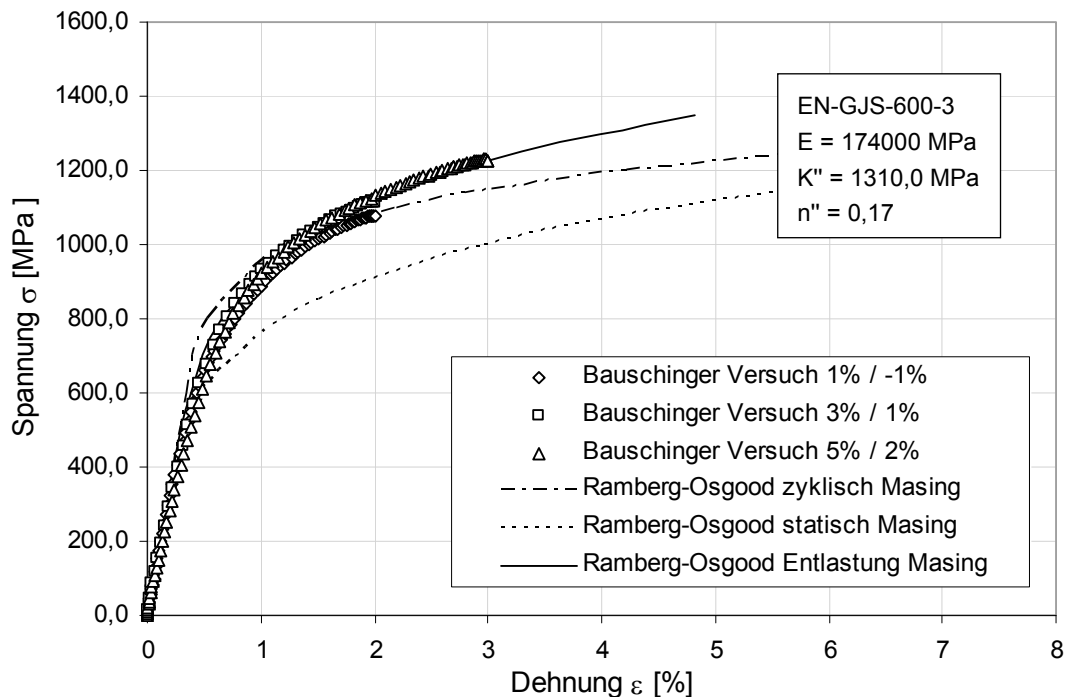


Bild 3.26: Vergleich Erst-Entlastungskurven Zugprobe im Vergleich zu RAMBERG-OSGOOD Spannungs-Dehnungs-Kurven für den Werkstoff EN-GJS-600-3

3.2 Bauteilversuche

Zur Erfassung der tatsächlichen Druckfestigkeit an den Bauteilen aus Kugelgraphitguss wurden experimentelle Bauteiluntersuchungen mit Bauteilen mit und ohne Autofrettage, sowie verschiedenen Kantenzuständen an den Kerben durchgeführt. Als Werkstoffvarianten wurden die Werkstoffe EN-GJS-400-18, EN-GJS-500-7 und EN-GJS-600-3 untersucht.

Bei der Bestimmung der Probenform (Bild 3.27) wurde sich in Anlehnung an frühere Autofrettageprojekte für die einheitliche 90° -Kreuzbohrung entschieden. Diese geometrische Standardform erlaubt eine einfache Übertragung der Ergebnisse auf kompliziertere Bohrungsverschneidungen. Weiter können die Ergebnisse des Kugelgraphitguss mit den Druckfestigkeiten aus anderen Untersuchungen an Stahlwerkstoffen direkt verglichen werden. Darüber hinaus wurde als Wandstärkenverhältnis das Radienverhältnis $R_o/R_i = 3$ gewählt, welches ebenfalls eine Vergleichbarkeit mit früheren Untersuchungen möglich macht.

Der Einfluss des Kantenzustandes wurde durch 2 Varianten berücksichtigt:

- Scharfkantige Proben, nachbehandelt mit Hochdruck-Wasserstrahl-Entgratung
Kantenzustand $< 0,05$ mm
- Verrundete Proben, nachbehandelt mit ECM-Entgratung, Radiusgröße ca.
0,5 mm

3.2.1 Probendefinition

Bei der Festlegung der beiden Bohrungsdurchmesser von $\text{Ø}3,5$ mm orientierte man sich an üblichen Tieflochbohrungsdurchmessern in der Praxis. Mit dem gewünschten Radienverhältnis ergab sich die Probendicke zu 10,5 mm.

Die Werkstoffproben wurden aus Real-Gussbauteilen von Diesel-Hochdruckpumpen- Gehäusen gewonnen. Dies hatte den Vorteil, dass direkt in Großserie gefertigte Gussteile untersucht werden konnten. Die Probenentnahme erfolgte an der Stelle, an der auch in der Realität die Medium führenden Bohrungen liegen.

Die Bearbeitung der Proben erfolgte in den folgenden Schritten:

- a) Schneiden der Scheiben aus Gussrohling
- b) Plandrehen der Scheiben
- c) Außen-/Innendurchmesserdrehen der Proben und setzen einer Absteckbohrung
- d) Tieflochbohren mit Einlippenbohrer
- e) Hochdruck-Wasserstrahlentgraten und -spülen der beiden Bohrungen
- f) ECM-Entgraten der Proben für Test mit verrundeter Bohrungsverschneidung

3.2.2 Versuchsaufbau

Für die Druckbeaufschlagung der Autofrettage und experimentellen Einstufentests wurden die Proben in spezielle Aufnahmeringe gespannt. In diesen Ringen konnten gleichzeitig die Gewinde für die Verschlussstopfen und Adapter für die Druckversorgung integriert werden.

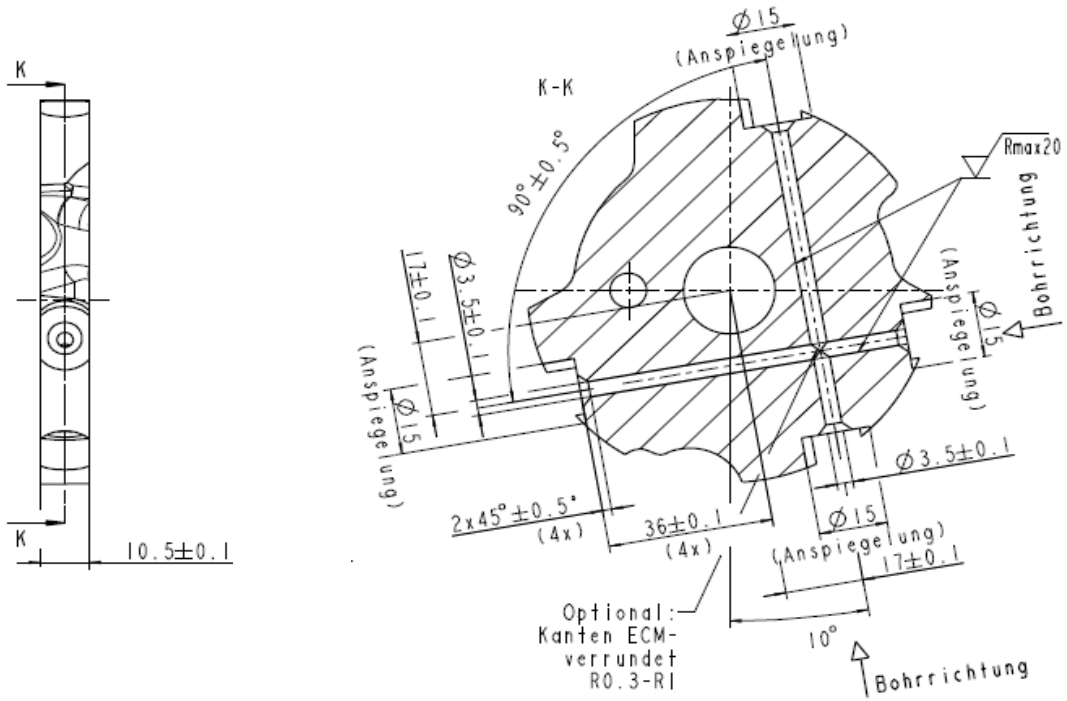


Bild 3.27: Fertigungsmaße der Bauteilprobe mit 90°-Verschneidung

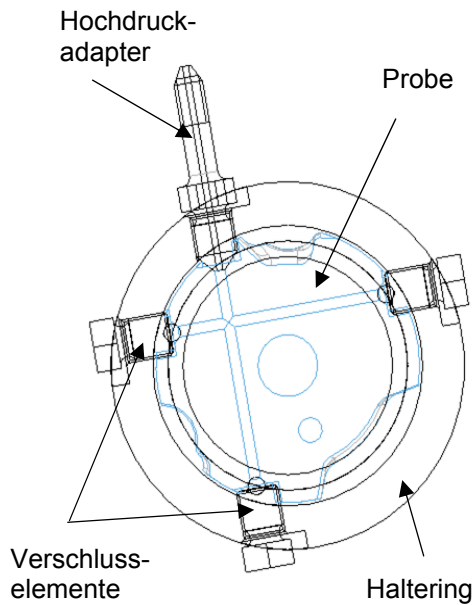


Bild 3.28: Aufspannung der Bauteilprobe für die Einstufenversuche

Das Einbringen der Druckeigenstressungen durch Autofrettage erfolgte einzeln auf einem Hochdruckprüfstand mit hydraulischem Druckübersetzer bei der Materialforschungs- und prüfanstalt Weimar. Hier wurde der festgelegte Autofrettagedruck in einer Rampe mit einer Druckanstiegsgeschwindigkeit von etwa 1500 bar/s aufgebracht. Kurz vor dem Erreichen des Autofrettagedruckes wurde der Druckgradient auf etwa 200 bar/s verringert, um die Genauigkeit des Solldrucks zu erhöhen. Die Belastung mit dem Autofrettagedruck dauerte 1 s an, anschließend erfolgte die Entlastung mit einem Druckabfall von etwa 2000 bar/s. In Bild 3.29 sind am Beispiel für den Werkstoff EN-GJS-400-18 die Druckverläufe bei der Autofrettage dargestellt.

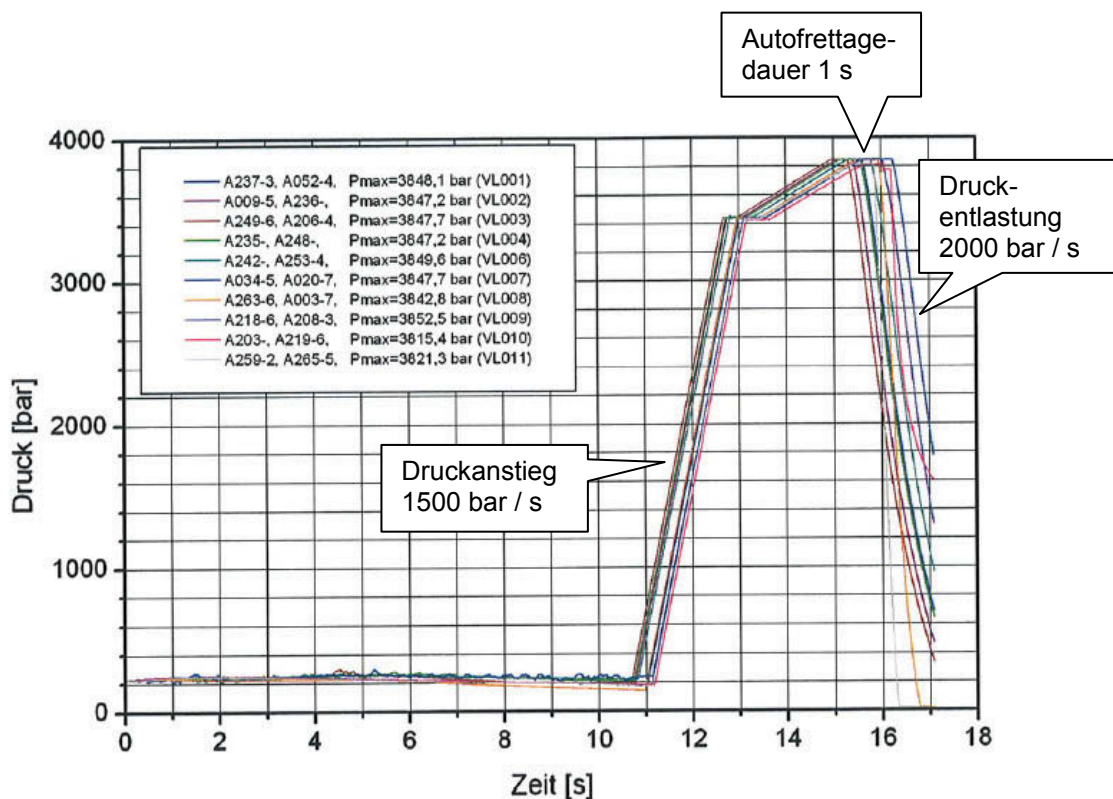


Bild 3.29: Aufzeichnung der Autofrettagedrücke am Beispiel EN-GJS-400-18, Solldruck 3850 bar

3.2.3 Bestimmung Autofrettagedruck

Ziel bei der Definition des Autofrettagedruckes für die Bauteile war, die Restwandstärke des Probenquerschnitts bei dem Wandstärkenverhältnis 3:1 vollständig zu plastifizieren, um somit eine maximale Autofrettagewirkung zu erhalten. Gleichzeitig sollte ein Sicherheitsabstand weg vom Berstdruck gewährleistet werden. Für den Betriebseinsatz wird nach [1] ein Plastifizierungsgrad von 90% vorgeschlagen.

3. Experimentelle Untersuchungen

In der vorliegenden Arbeit wurden folgende Autofrettagedrücke bestimmt:

EN-GJS-400-18	3850 bar
EN-GJS-500-7	4550 bar
EN-GJS-600-3	5350 bar.

Die Berechnung der vollständigen Plastifizierung erfolgte mit Hilfe der analytischen Formel für dickwandige Rohre nach der Fließregel VON MISES, welcher unabhängig von dem E-Modul ist:

$$p = R_{p0,2} \cdot \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \ln\left(\frac{R_a}{R_i}\right). \quad (3.10)$$

Wird für die Bauteilprobe ein dickwandiges Rohr mit $R_a = 5,25$; $R_i = 1,75$ gemäß den Wandstärken einbeschrieben, ergeben sich als notwendiger Autofrettagedruck zur vollständigen Plastifizierung folgende Werte für den vollplastischen Grenzdruck:

Werkstoff	R_a/R_i	$R_{p0,2}$ [MPa]	Vollplastischer Grenzdruck [MPa]	Gewählter Autofrettagedruck [bar]	Plastifizierungsgrad [%]
EN-GJS-400-18	3	290,0	367,9	3850	104,6
EN-GJS-500-7	3	347,2	440,4	4550	103,3
EN-GJS-600-3	3	423,3	537,0	5350	99,6

Demgegenüber wurden die Berstdrücke bestimmt, d. h. der Druck bei dem das Bauteil unter statisch eingestelltem Druck bricht. Die Ermittlung der Berstdrücke erfolgte pro Werkstoff an jeweils 3 Proben auf einem Hochdruckprüfstand mit Druckübersetzer bei der Firma MAXIMATOR. Die Genauigkeit des verwendeten Hochdruckprüfstands konnte bei einem Prüfdruck bei 5000 bar mit einem relativen Fehler von 0,14% angegeben werden.

Werkstoff	Berstdruck 1 [bar]	Berstdruck 2 [bar]	Berstdruck 3 [bar]	Mittlerer Berstdruck [bar]	Gewählter Autofrettagedruck [bar]	Sicherheit gegen Bruch [%]
EN-GJS-400-18	4849	5308	5048	5068,3	3850	76,0
EN-GJS-500-7	6206	6128	6182	6170,7	4550	73,7
EN-GJS-600-3	7842	7793	8027	7887,3	5350	68,0

3.2.4 Innendruckschwell-Einstufenversuche

Die Innendruckschwell-Einstufenversuche dienen zur Ermittlung der Bauteilbruchlastspielzahlen unter betriebsähnlicher Belastung. Diese wurden an der Materialforschungs- und prüfanstalt Weimar auf einem Hochdruckprüfstand mit Druckübersetzer und Servoventil bei Drücken bis 5500 bar durchgeführt. Das Prüfmedium war Hydrauliköl. Mit einem Mehrfachprüfkopf konnten gleichzeitig mehrere Bauteilproben gleichzeitig getestet werden.

Die Gesamtunsicherheit des Normals, des Prüfverfahrens und des Druckmesssystems betrug 15 bar. Die Drucksollwerte konnten auf +/- 20 bar mit einer Wahrscheinlichkeit von 95,54% unter Berücksichtigung des Normals, des Verfahrens, des Drucksystems und der adaptiven Extremwertregelung eingehalten werden. Für die Qualität der Versuchsaussage ist die Reproduzierbarkeit der Belastungsgeschichte zweier Versuche an gleichen Teilen auf benachbarten Prüfhorizonten entscheidend. Hier waren die Abweichungen deutlich geringer, als die, welche aus dem oben angegebenen Wert der Gesamtunsicherheit abgeleitet wurden.

Die Innendruckschwellversuche bei dem Spannungsverhältnis $R \cong 0$ wurden bei einem konstanten, für alle Druckstufen gleichem, unterem Druckniveau $p_{min} = 50$ bar durchgeführt. Als Prüfdruckstufen wurden logarithmisch äquidistante Laststufen (siehe Anlage A1) festgelegt, um bei der Auswertung im Wöhlerdiagramm qualitativ gut verteilte Prüfergebnisse zu erhalten. Um eine hinreichend statische Absicherung der Bauteil-Betriebsfestigkeiten zu erhalten, wurden insgesamt mehr als 220 Bauteilproben aus den Werkstoffen EN-GJS-400-18, EN-GJS-500-7 und EN-GJS-600-3 im Innendruckschwell-Einstufenversuch geprüft.

3.2.4.1 Einstufenversuche EN-GJS-400-18

Für die Proben aus dem Werkstoff EN-GJS 400-18 wurden die Bauteilvarianten:

- verrundet ohne Autofrettage
- verrundet mit Autofrettage bei 3850 bar und
- scharfkantig mit Autofrettage bei 3850 bar

getestet. Das Wöhlerschaubild der verschiedenen Varianten im Bild 3.30 zeigt eine Zunahme der Dauerfestigkeit beider autofrettierten Bauteilvarianten. Ein signifikanter Dauerfestigkeitseinfluss durch die ECM-verrundeten 90°-Bohrungsverschneidungsproben im Vergleich zu den scharfkantigen Proben kann nicht erkannt werden. Im Zeitfestigkeitsbereich hin zu kleineren Lastwechselzahlen nimmt der Druckfestigkeitsunterschied mehr und mehr ab, bis schließlich bei dem Lasthorizont nahe des Autofrettagedruckes alle Varianten die gleichen Druckfestigkeiten aufweisen.

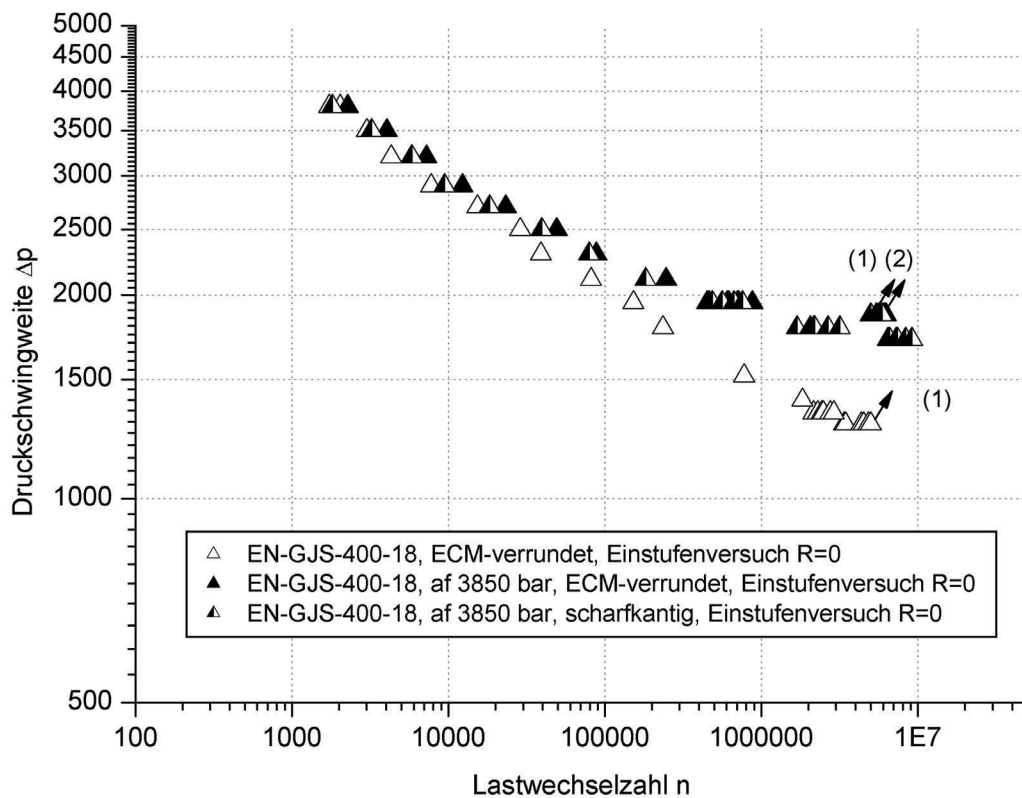


Bild 3.30: Bruchlastspielzahlen am Innendruckschwell-Einstufenversuch mit 90°-Bauteilproben aus EN-GJS-400-18 bei einem Spannungsverhältnis $R \cong 0$

Die Auswertung der Versuchsergebnisse im Dauerfestigkeitsgebiet erfolgt nach dem Probit-Verfahren von FINNEY [50], einem Vorläufer des Treppenstufenverfahrens [3]. Für eine Probe mit der Probendauerfestigkeit p_D tritt bei einer Druckstufe p_i entweder ein Bruch oder ein Durchläufer auf. Aussagekräftig ist dabei lediglich die Anzahl der Brüche $p_D < p_i$ und die Anzahl der Durchläufer $p_D \geq p_i$ bis zu einer definierten Lastwechselzahl N_D im Dauerfestigkeitsbereich. Die erreichte Lastwechselzahl bis zum Bruch bleibt dabei unberücksichtigt. Der Dauerfestigkeitsbereich im Allgemeinen kennzeichnet sich durch

$$N = \infty \quad \text{für} \quad \Delta p_a < \Delta p_D. \quad (3.11)$$

Für die Auswertung der Innendruckschwell-Einstufenversuche wurde eine Grenzwingspielzahl $N_G = N_D = 5 \cdot 10^6$ Lastwechsel gewählt, wobei selbst bei noch höheren Lastwechselzahlen kontinuierlich Brüche auftraten, welches auf eine noch nicht endgültig erreichte Dauerfestigkeit zurückgeführt werden kann. Gemäß Probit-Verfahren kann die Ausfallwahrscheinlichkeit für eine Druckstufe bei einer Grenzlastspielzahl berechnet werden zu:

$$P_{A,i} = \begin{cases} \geq 0,5^{1/n_i} & \text{für } r_i = n_i \\ = r_i/n_i & \text{für } r_i \neq n_i \text{ und } r_i \neq 0 \\ \leq 1 - 0,5^{1/n_i} & \text{für } r_i = 0 \end{cases} \quad (3.12)$$

mit r_i = Anzahl der ausgefallenen Teile und n_i = Versuchsteile einer Druckstufe.

Zur Berechnung der mittleren Ausfallwahrscheinlichkeit $P_A = 50\%$ wurde die Logit-Verteilung mit logarithmischer Merkmalsgröße zugrunde gelegt [51, 52]. Diese ist schärfer als die Normalverteilung und weniger scharf als die WEIBULL-Verteilung [58]. Diese ist beschrieben durch

$$u = \frac{\sqrt{3}}{\pi} \cdot \ln \frac{P_A}{1 - P_A} \quad (3.13)$$

bzw.

$$P_A = \frac{1}{1 + \exp\left(-\frac{\pi}{\sqrt{3}} \cdot u\right)} \quad (3.14)$$

Dabei ist P_A die Ausfallwahrscheinlichkeit und u die standardisierte Merkmalsgröße, welche im Fall der Innendruckschwellfestigkeitsprüfung definiert ist mit

$$u = \frac{\Delta p_i - \Delta \bar{p}_i}{s} \quad (3.15)$$

In dieser Gleichung ist Δp_i der Druckhorizont i , $\Delta \bar{p}_i$ die mittlere Dauerfestigkeit und s die Standardabweichung. Liegt eine genügend große Anzahl von Versuchseinzelwerten bei Δp_i und $P_{A,i}$ vor, kann die Ermittlung der Streuung und des Mittelwertes im Wahrscheinlichkeitsnetz erfolgen. Die Streuung ist definiert als

$$T = \frac{\Delta p(P_A = 90\%)}{\Delta p(P_A = 10\%)} \quad (3.16)$$

Für die Logit-Verteilung gilt

$$T = 2,42 \cdot s \quad \text{bzw.} \quad \log T = 2,42 \cdot s_{\log} \quad (3.17)$$

wobei s_{\log} die Standardabweichung der logarithmischen Merkmalsgröße darstellt. In der vorliegenden Arbeit wurde zur Auswertung der mittleren Bruchausfall-

3. Experimentelle Untersuchungen

wahrscheinlichkeit $\Delta p_A = 50\%$ eine einheitliche Streuung von $T = 1,1$ in Anlehnung an bekannte vorgelagerte Versuchsergebnisse angenommen.

Die mittlere Dauerfestigkeit kann dann über

$$\frac{\Delta p(P_A)}{\Delta \bar{p}(P_A = 50\%)} = \left(\frac{P_A}{1 - P_A} \right)^{0,524 \cdot \log T} \quad (3.18)$$

berechnet werden.

Für die Beschreibung des Zeitfestigkeitsbereichs der Wöhlerlinie wurde die Form nach BASQUIN [4] gewählt. Im doppeltlogarithmischen Wöhlerdiagramm zeigt sich der Zusammenhang zwischen Bruchlastspielzahl und Druckfestigkeit in einer Geraden.

Diese Zeitfestigkeitsgerade lässt sich darstellen in

$$N = N_D \cdot (\Delta p_a / \Delta p_D)^{-k} \quad \text{für} \quad \Delta p_a \geq \Delta p_D \quad (3.19)$$

Die Steigung der Zeitfestigkeitsgeraden wurde über eine lineare Regression der Druckschwingweiten und Bruchlastspielzahlen ermittelt. Um bei der Auswertung einen sicheren Abstand vom Übergangsbereich zwischen Zeitfestigkeit und Dauerfestigkeit zu gewährleisten, wurden nur die Versuchswerte mit Lastspielzahlen $< 3 \cdot 10^5$ berücksichtigt. Ausgewertet für die Wöhlerlinie EN-GJS-400-18 ergeben sich zusammenfassend für den Zeitfestigkeit- und den Dauerfestigkeitsbereich folgende Druckfestigkeiten:

Varianten EN-GJS-400-18 90°-Ver- schneidung	Dauerfestigkeit $P_A = 50\%$ [bar] $N = 10 \cdot 10^6$ $T = 1,1$	Dauerfestigkeit $P_A = 50\%$ [bar] $N = 5 \cdot 10^6$ $T = 1,1$	Dauerfestigkeit $P_A = 50\%$ [bar] $N = 2 \cdot 10^6$ $T = 1,1$	Steigung k Zeitfestig- keitsgerade [-]
Verrundet, ohne Autofrettage	1233	1246	1402	-6,56
Verrundet, Autofrettage 3850 bar	1794	1927	1949	-7,75
Scharfkantig, Autofrettage 3850 bar	1643	1800	1854	-7,76

3. Experimentelle Untersuchungen

Neben den Innendruckschwell-Einstufenversuchen bei einem Spannungsverhältnis $R \cong 0$ wurden für den Werkstoff EN-GJS-400-18 auch Einstufenversuche bei dem Spannungsverhältnis $R = 0,5$ mit den Varianten

- verrundet ohne Autofrettage und
- verrundet mit Autofrettage bei 3850 bar

durchgeführt. Aufgrund der kleineren Anzahl der Probanden bei dem Spannungsverhältnis $R = 0,5$ erfolgte die statistische Auswertung der Dauerfestigkeit lediglich bei einer Bruchlastspielzahl von $2 \cdot 10^6$ Lastwechseln. Für die Ermittlung der Steigung der Zeitfestigkeitsgeraden wurden alle Werte mit Bruchlastspielzahlen $N < 1 \cdot 10^6$ berücksichtigt. Bild 3.31 zeigt das dazugehörige Wöhlerschaubild.

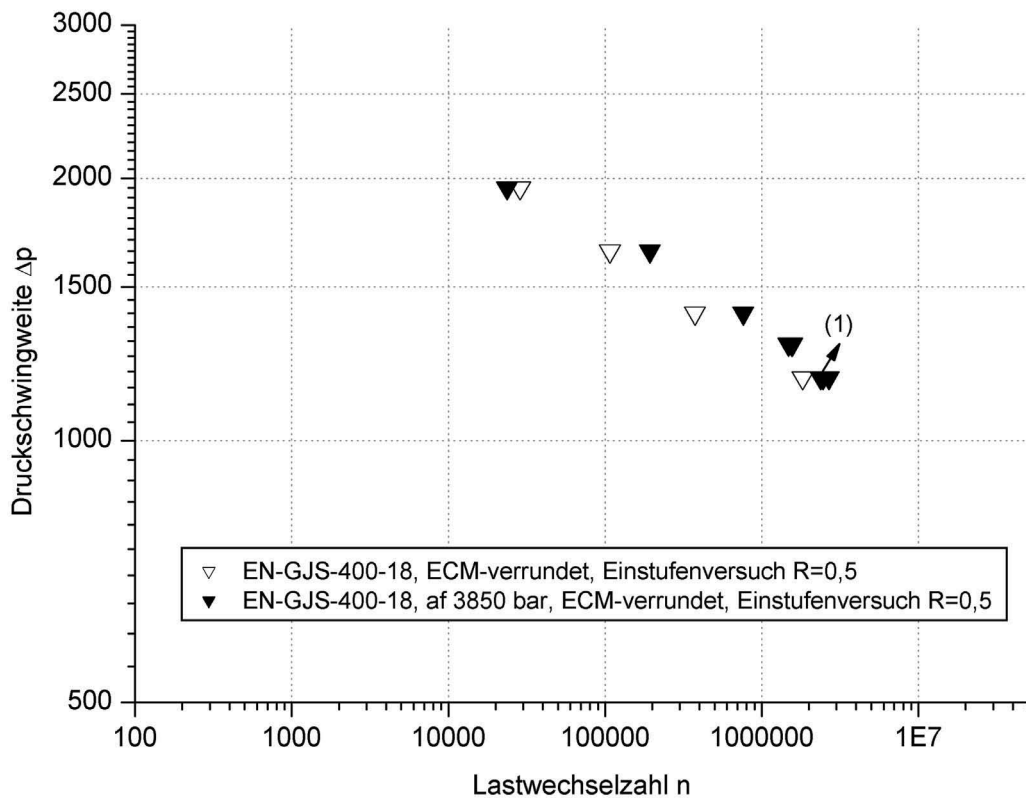


Bild 3.31: Bruchlastspielzahlen am Innendruckschwell-Einstufenversuch mit 90° -Bauteilproben aus EN-GJS-400-18 bei einem Spannungsverhältnis $R = 0,5$

Varianten EN-GJS-400-18 90°-Ver- schneidung	Spannungs- verhältnis R	Dauerfestigkeit $P_A=50\%$ [bar] $N=2\cdot 10^6$ $T=1,1$	Steigung k Zeitfestig- keitsgerade [-]
Verrundet, ohne Autofrettage	0,5	~ 1180	-7,75
Verrundet, Autofrettage 3850 bar	0,5	~ 1223	-10,49

3.2.4.2 EN-GJS-500-7

Aus dem Werkstoff EN-GJS 500-7 wurden die Bauteilvarianten:

- scharfkantig ohne Autofrettage, sowie
- scharfkantig mit Autofrettage

untersucht. Das entsprechende Bauteil-Wöhlerlinien-Diagramm ist im Bild 3.32 dargestellt. Der Autofrettagedruck der autofrettierten Werkstückproben lag bei 4550 bar.

Entsprechend der Wöhlerkurven, sind für beide Varianten des EN-GJS-500-7 die Dauerfestigkeiten und Steigungen der Zeitfestigkeitsgeraden in folgender Tabelle zusammengefasst:

Varianten EN-GJS-500-7 90°-Ver- schneidung	Dauerfestigkeit $P_A=50\%$ [bar] $N=10\cdot 10^6$ $T=1,1$	Dauerfestigkeit $P_A=50\%$ [bar] $N=5\cdot 10^6$ $T=1,1$	Dauerfestigkeit $P_A=50\%$ [bar] $N=2\cdot 10^6$ $T=1,1$	Steigung k Zeitfestig- keitsgerade [-]
Scharfkantig, ohne Auto- frettage	1290	1290	1294	-5,85
Scharfkantig, Autofrettage 4550 bar	1720	1763	1873	-7,55

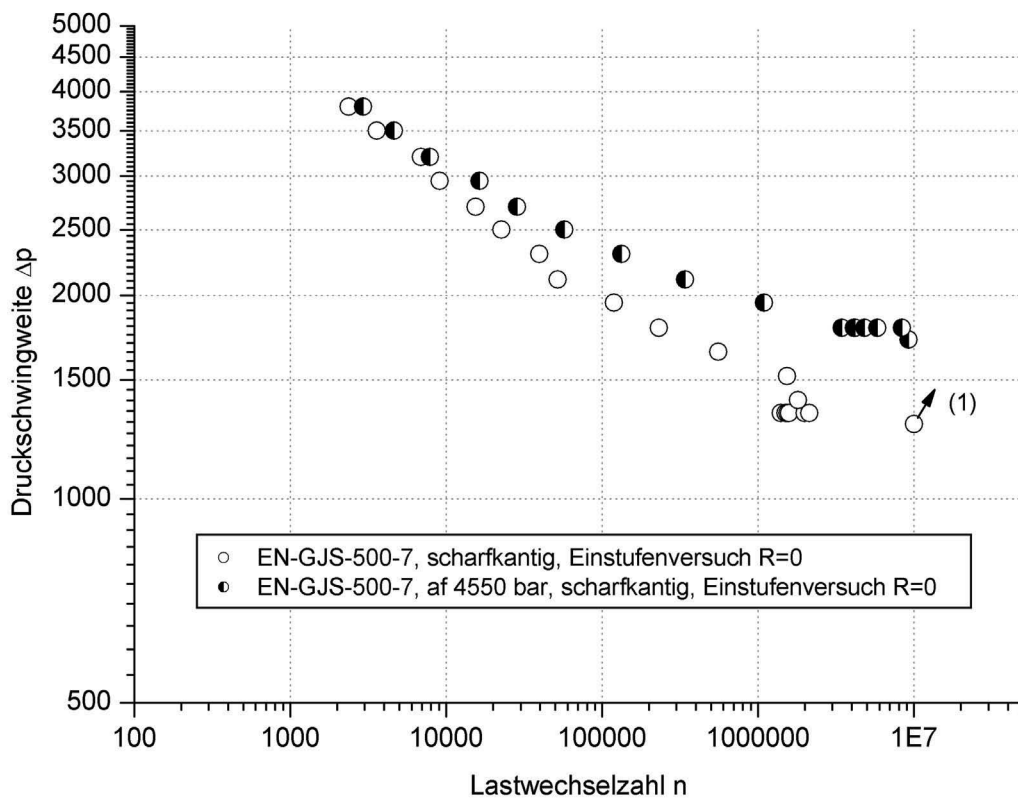


Bild 3.32: Bruchlastspielzahlen am Innendruckschwell-Einstufenversuch mit 90°-Bauteilproben aus EN-GJS-500-7 bei einem Spannungsverhältnis $R \cong 0$

3.2.4.3 EN-GJS-600-3

Bei den Proben aus dem Werkstoff EN-GJS 600-3 wurden die Varianten

- verrundet ohne Autofrettage, sowie
- verrundet mit Autofrettage und
- scharfkantig mit Autofrettage

gewählt. Der Autofrettagedruck der beiden letzten Varianten ergab sich gemäß Kapitel 3.2.3 zu 5350 bar. Die Lastspielzahlen bis Bruch, bei den jeweiligen Druckschwingweiten unter dem Spannungsverhältnis $R \cong 0$, ergeben die Wöhler-Kurven nach Bild 3.33.

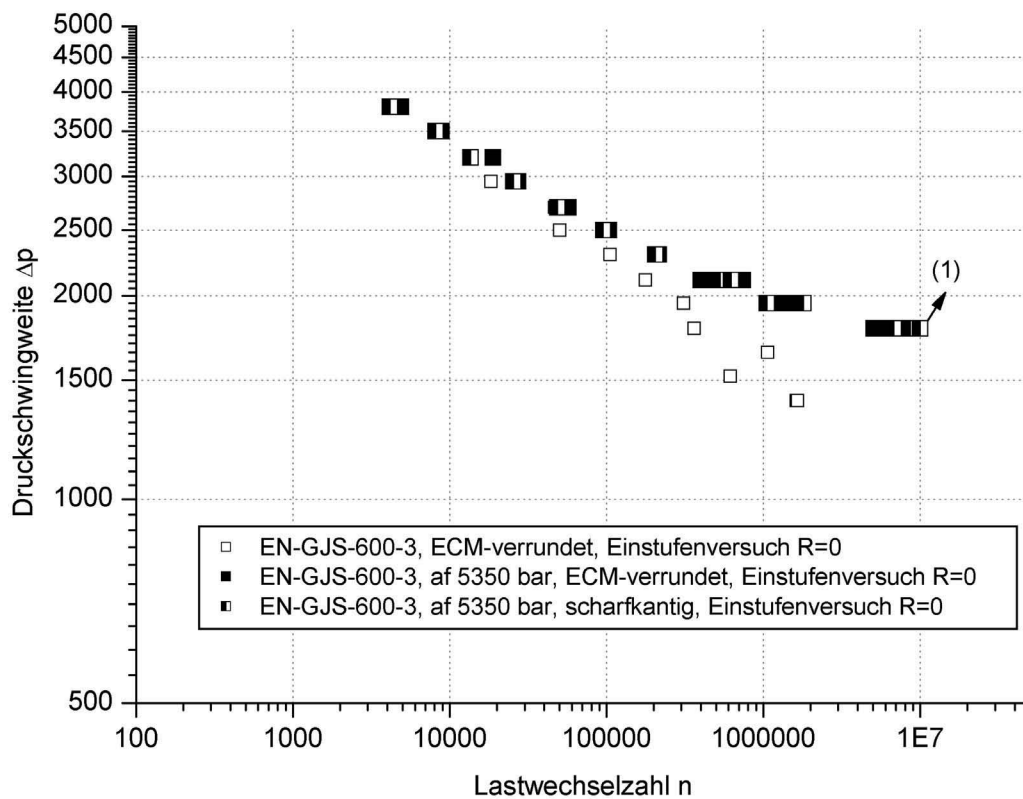


Bild 3.33: Bruchlastspielzahlen am Innendruckschwell-Einstufenversuch mit 90° -Bauteilproben aus EN-GJS-600-3 bei einem Spannungsverhältnis $R \cong 0$

Die Dauerfestigkeiten und Wöhlerlinienneigung sind in nachfolgender Tabelle zusammengestellt, wobei die Dauerfestigkeit bei den nicht autofrettierten Bauteilproben, aufgrund der zu wenigen Probanden mit entsprechend hoher Lastspielzahl, nicht berechnet werden konnte.

Analog der Bauteilproben aus EN-GJS-400-18 wurde auch für EN-GJS-600-3 eine Versuchsreihe bei einem Spannungsverhältnis $R = 0,5$ durchgeführt. Die daraus resultierenden Bruchlastspielzahlen sind in Bild 3.34 dargestellt.

3. Experimentelle Untersuchungen

Varianten EN-GJS-600-3 90°-Ver- schneidung	Dauerfestigkeit $P_A = 50\%$ [bar] $N = 10 \cdot 10^6$ $T = 1,1$	Dauerfestigkeit $P_A = 50\%$ [bar] $N = 5 \cdot 10^6$ $T = 1,1$	Dauerfestigkeit $P_A = 50\%$ [bar] $N = 2 \cdot 10^6$ $T = 1,1$	Steigung k Zeitfestig- keitsgerade [-]
Verrundet, ohne Autofrettage	-	-	1360	-6,47
Verrundet, Autofrettage 5350 bar	1710	1873	1863	-7,40
Scharfkantig, Autofrettage 5350 bar	1729	1873	1863	-7,61

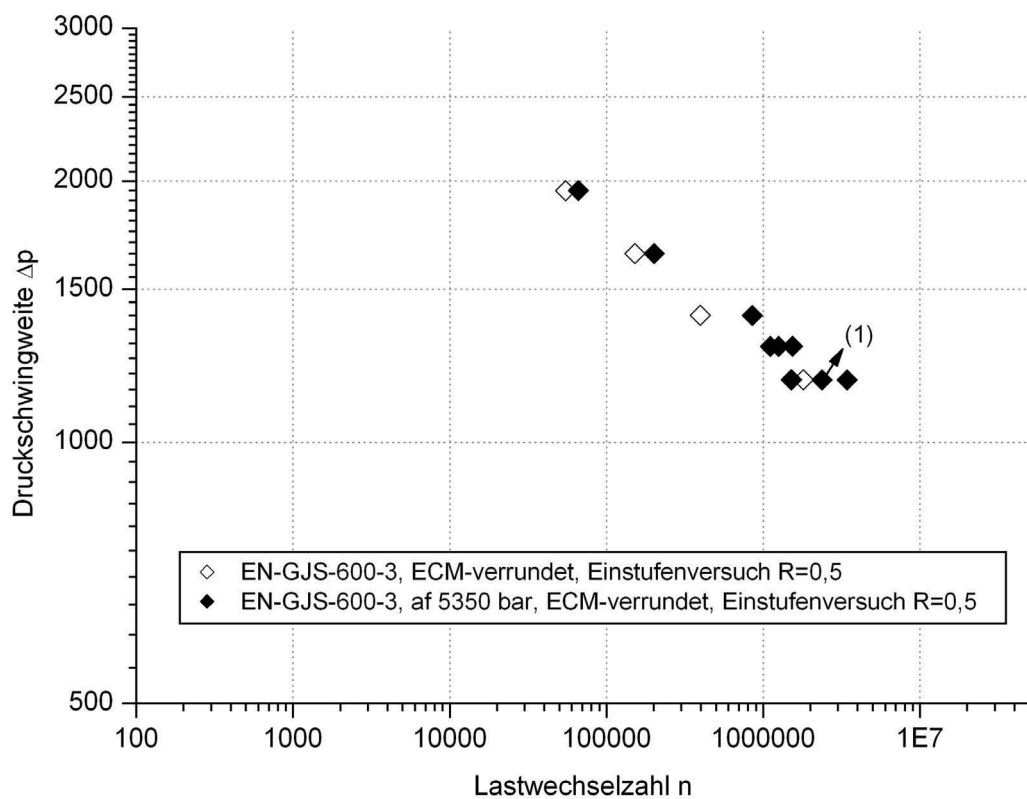


Bild 3.34: Bruchlastspielzahlen am Innendruckschwell-Einstufenversuch mit 90°-Bauteilproben aus EN-GJS-600-3 bei einem Spannungsverhältnis $R = 0,5$

Die Zeit- und Dauerfestigkeitskennwerte berechnen sich daraus zu:

Varianten EN-GJS-600-3 90°-Ver- schneidung	Spannungs- verhältnis R	Dauerfestigkeit $P_A=50\%$ [bar] $N=2\cdot 10^6$ $T=1,1$	Steigung k Zeitfestig- keitsgerade [-]
Verrundet, ohne Autofrettage	0,5	~ 1180	-5,97
Verrundet, Autofrettage 5350 bar	0,5	1180	-7,71

3.2.4.4 Vergleich der Bauteil-Bruchwöhlerlinien bei $R \cong 0$

Ein Vergleich der Bruchwöhlerlinien aus den Innendruckschwell-Einstufenversuchen bei $R \cong 0$ für die verschiedenen Werkstoffe EN-GJS-400-18, EN-GJS-500-7 und EN-GJS-600-3 zeigen die Diagramme in den Bildern 3.35-37. Es sind die verschiedenen untersuchten Kantenzustände der Bauteilproben mit und ohne Autofrettage dargestellt. Unerwartet auffallend ist, dass sowohl im nicht autofrettierten und autofrettierten Zustand sich die Dauerfestigkeiten auch bei unterschiedlichen Autofrettagedrücken annähern.

Bild 3.35 zeigt die Bauteilwöhlerlinien der nicht autofrettierten Gussorten. Obwohl die Werkstoffe unterschiedliche statische und zyklische Materialkennwerte besitzen, verlaufen die Bruchwöhlerlinien hinsichtlich Neigung im Zeitfestigkeitsbereich und Druckfestigkeit im Dauerfestigkeitsbereich nahezu deckungsgleich. Hierbei ist zu beachten, dass in dieser Darstellung die Bauteilproben aus EN-GJS-400-18 und EN-GJS-600-3 verrundet waren und die Bauteilproben aus dem Werkstoff EN-GJS-500-7 scharfkantig. Für die Zeitfestigkeit kann man für die höherfesten Gussorten eine leicht zunehmende Bruchlastspielzahl erkennen.

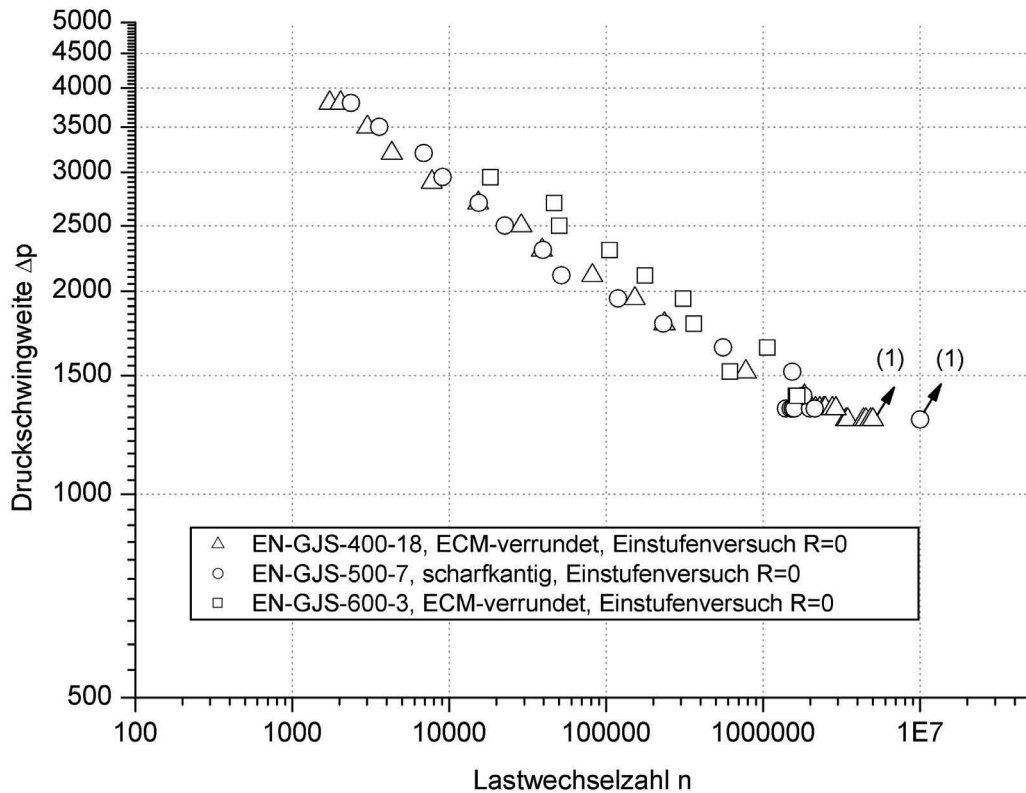


Bild 3.35: Bauteil-Bruchwöhlerlinien für die Werkstoffe EN-GJS-400-18, EN-GJS-500-7 und EN-GJS-600-3, nicht autofrettiert, Spannungsverhältnis $R \cong 0$

In Bild 3.36 sind die Bruchwöhlerlinien der autofrettierten 90° -Verschneidungsproben dargestellt. Wie bei den nicht autofrettierten Bauteilproben sind die Dauerfestigkeiten der verschiedenen Gusswerkstoffe ähnlich. Daher kann hier nur eine geringfügige Abhängigkeit der Dauerfestigkeit von der Werkstofffestigkeit bei diesen Proben abgeleitet werden. Weiter hat auch der unterschiedlich hohe Autofrettagedruck, welcher dem plastischen Werkstoff- und Bauteilverhalten angepasst worden war, scheinbar keinen merklichen Einfluss auf die Druckfestigkeit im Dauerfestigkeitsgebiet.

Die Neigungen im Zeitfestigkeitsbereich sind ebenfalls ähnlich und lassen auch hier nur eine schwache Zunahme der Bruchlastspielzahlen für die Proben mit höherer Werkstofffestigkeit verbunden mit einem höheren Autofrettagedruck erkennen.

Einen Einfluss der Kantenverrundung kann nach dieser Darstellung nicht eindeutig, wenn überhaupt nur schwach im Zeitfestigkeitsgebiet erkannt werden, da sich die Ergebnisse der Bruchlastspielzahlen von scharfkantigen und verrundeten Bauteilproben auf dem gleichen Druckhorizont vor allem im Dauerfestigkeitsbereich nahezu überdecken.

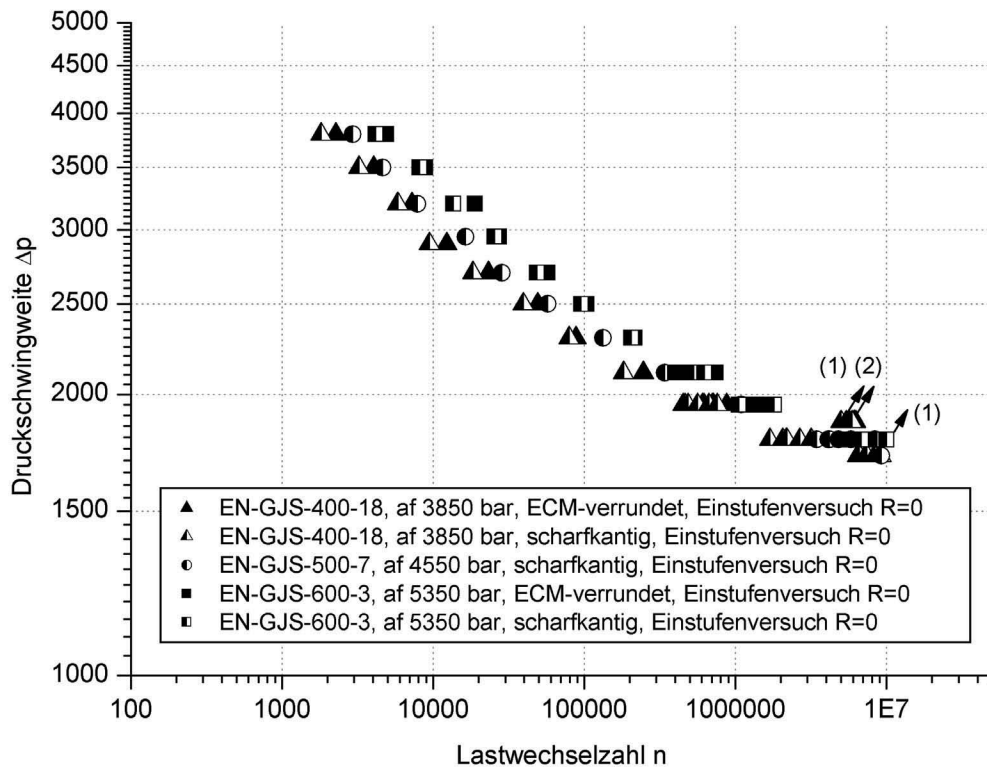


Bild 3.36: Bauteil-Bruchwöhlerlinien für die Werkstoffe EN-GJS-400-18, EN-GJS-500-7 und EN-GJS-600-3, autofrettiert, Spannungsverhältnis $R \cong 0$

Bild 3.37 zeigt einen Vergleich Ergebnisse aus den Innendruckschwell-Einstufenversuchen der autofrettierten und nicht autofrettierten Bauteilproben. Sinngemäß gleichen sich alle Wöhlerkurven im Kurzzeitfestigkeitsgebiet für Druckschwingweiten in der Nähe des Autofrettagedruckes an. Erst bei höheren Lastspielzahlen mit kleineren Druckschwingweiten spreizen sich die autofrettierten Wöhlerlinien-Neigungen im Vergleich zu den nicht autofrettierten. Die autofrettierten Wöhlerlinien-Neigungen sind dabei flacher als die nicht autofrettierten.

Eine deutliche Zunahme der Druckfestigkeit geschieht erst nach höheren Schwingspielzahlen ab ca. $5 \cdot 10^5$ Lastwechsel. Im Dauerfestigkeitsbereich treten für alle Werkstoffe selbst bei Schwingspielzahlen über $5 \cdot 10^6$ Lastwechsel noch kontinuierlich Brüche auf, was auf eine nicht absolut erreichte Dauerfestigkeit hinweist.

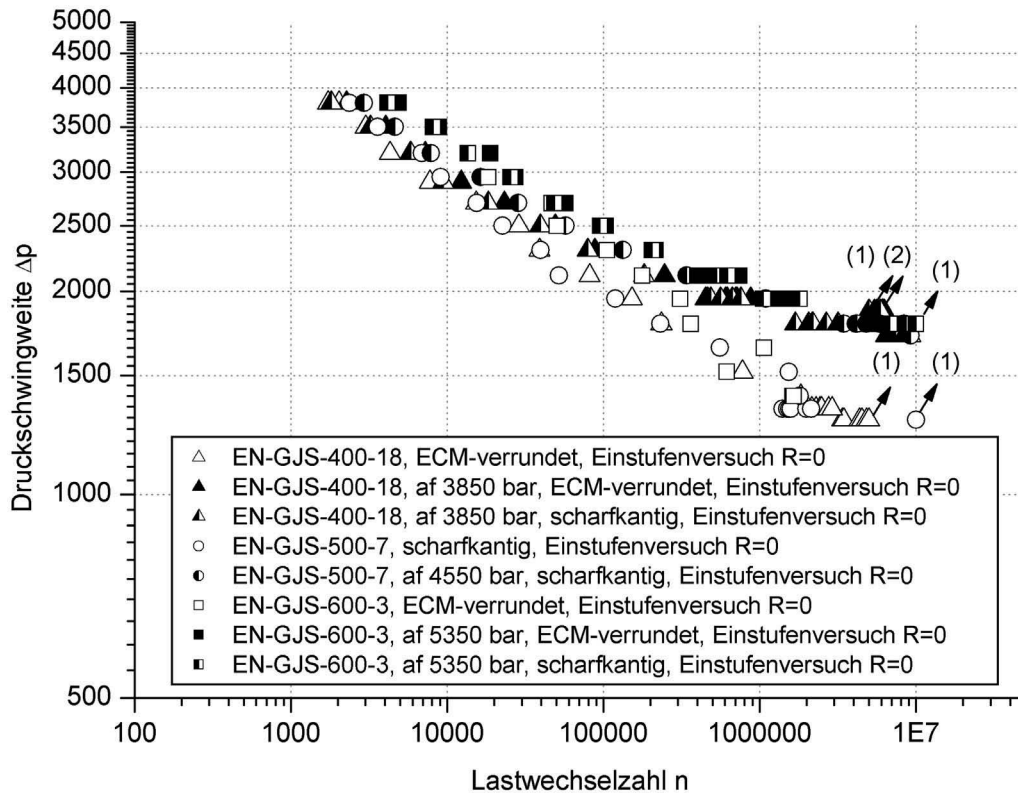


Bild 3.37: Bauteil-Bruchwöhlerlinien, Vergleich nicht autofrettiert und autofrettiert, Spannungsverhältnis $R \cong 0$

3.2.5 Innendruckschwell-Zweistufenversuche

Neben den Einstufenversuchen in Kapitel 3.2.4 wurden für die Bauteilproben aus EN-GJS-400-18 und EN-GJS-600-3 Zweistufen-Druckpulsversuche durchgeführt. Dieses hatte den Hintergrund, den Einfluss von kleinen Schwingspielen auf die ertragbaren Bruchlastspielzahlen zu erfassen. In realistischen Druckprofilen ergibt sich häufig eine durchmischte unregelmäßige Folge von großen und kleinen Schwingspielen, wobei die kleinen Schwingspiele mit einer sehr hohen Lastspielzahl $> 1 \cdot 10^9$ Lastwechseln auftreten können. Diese müssen bei einer betriebsfesten Auslegung der Bauteile berücksichtigt werden, beziehungsweise die Amplitude ermittelt werden, ab der die kleinen Schwingspiele sich nicht mehr schädigend auf das Bauteil auswirken. Die Ermittlung dieser Grenzamplitude wird als der Omission-Level [59] bezeichnet (Bild 3.38).

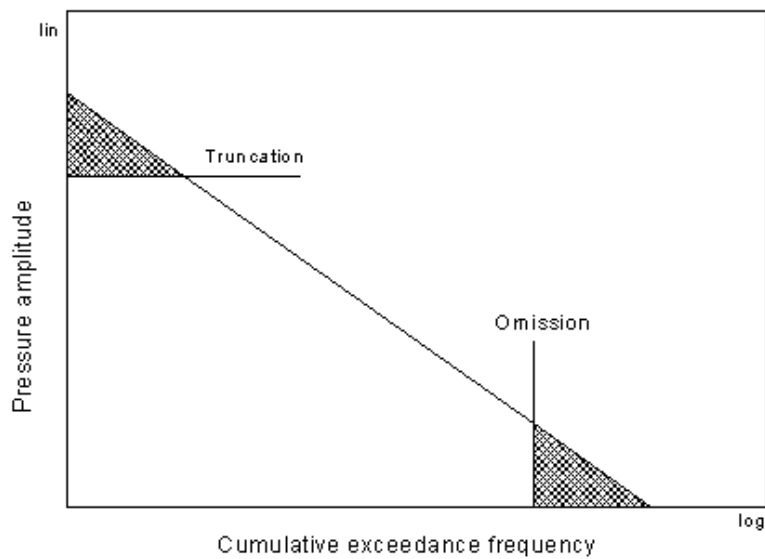


Bild 3.38: Schematische Darstellung des Omission- und Truncation-Bereichs an einem Betriebslasten-Druckprofil [62]

Die Festlegung des Versuchsablaufes des Druckpuls-Zweistufenversuchs erfolgte unter Berücksichtigung einer regelmäßigen Abfolge von großen und kleinen Schwingspielen mit einem Verhältnis von 1:1000. Nach 1000 kleinen Schwingspielen folgte ein großes Schwingspiel mit einem Minimaldruck von 50 bar, was einem Spannungsverhältnis nahe $R = 0$ entspricht, siehe Bild 3.39.

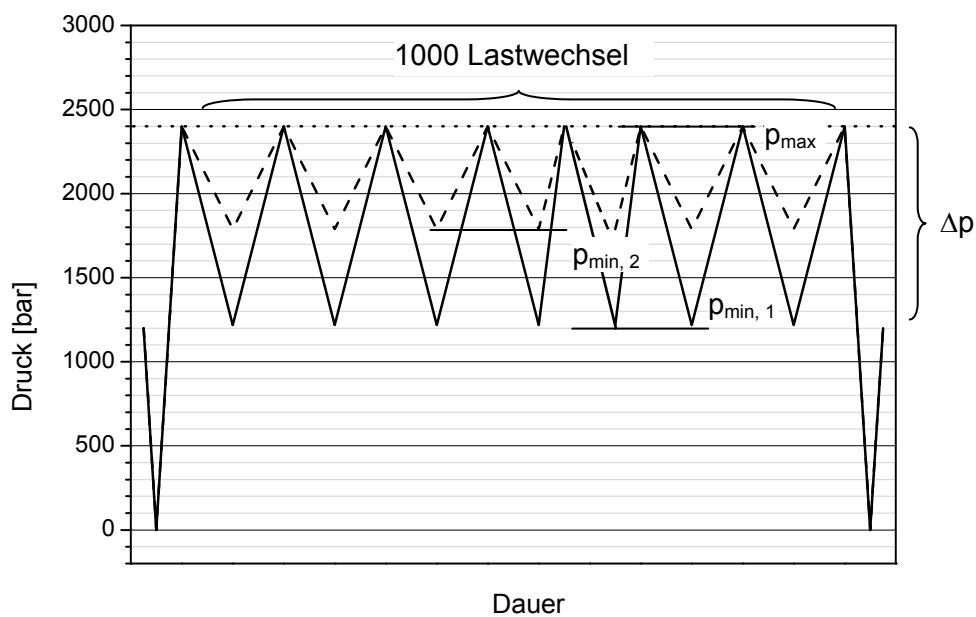


Bild 3.39: Beschreibung des Zweistufen-Druckpulsversuch mit gleichbleibendem Maximaldruck

Die Schwingweite der kleinen Schwingspiele wurde für verschiedene Bauteilproben bei gleich bleibendem Maximaldruck variiert. Hieraus ergaben sich unterschiedliche Belastungen bei verschiedenen Spannungsverhältnissen. Die Festlegung des Maximaldruckes orientierte sich an einem Druck, sowohl oberhalb der Dauerfestigkeiten der jeweiligen Probe aus den Einstufenversuchen aus Kapitel 3.2.4, als auch einem Druck, der deutlich kleiner ist als der für den jeweiligen Werkstoff ermittelte Autofrettagedruck nach Kapitel 3.2.3.

Für die Bauteilproben aus EN-GJS-400-18 und EN-GJS-600-3 mit und ohne Autofrettage ergaben sich folgende Maximaldrücke, welche bei verschiedenen Spannungsverhältnissen getestet wurden:

EN-GJS-400-18:

ECM verrundet, nicht autofrettiert

$$p_{max} = 1700 \text{ bar} \quad \rightarrow \quad R = 0,81; 0,50; 0,37; 0,21;$$

ECM verrundet, autofrettiert 3850 bar

$$p_{max} = 2160 \text{ bar} \quad \rightarrow \quad R = 0,88; 0,85; 0,76; 0,70; 0,50$$

EN-GJS-600-3:

ECM verrundet, nicht autofrettiert

$$p_{max} = 1700 \text{ bar} \quad \rightarrow \quad R = 0,81; 0,50; 0,37; 0,21;$$

ECM verrundet, autofrettiert 5350 bar

$$p_{max} = 2160 \text{ bar} \quad \rightarrow \quad R = 0,88; 0,85; 0,76; 0,70; 0,50$$

Im HAIGH-Diagramm (siehe Bild 3.40) sind für den Werkstoff EN-GJS-400-18 alle Versuchspunkte der Innendruckschwell Einstufen- und Zweistufenversuche an ECM-verrundeten Bauteilen aufgetragen. Die Omission-Zweistufenversuche liegen dann auf einer 45° nach unten geneigten Geraden.

Im Bild 3.41 sind die resultierenden Bruchlastspielzahlen unter gemischtem Zyklus für die autofrettierten und nicht autofrettierten Bauteilproben dargestellt. Bei kleineren Spannungsverhältnissen zeigen beide Wöhlerkurven eine annähernd gleiche Neigung. Bei den nicht autofrettierten Probanden kann hin zu größeren Spannungsverhältnissen ein horizontales Abknicken des Verlaufs abgeschätzt werden, welches als Andeutung einer Dauerfestigkeit interpretiert werden kann. Für die autofrettierten Bauteilproben verlaufen alle Bruchergebnisse bis $2 \cdot 10^7$ Lastwechseln auf der Wöhlerlinienneigung.

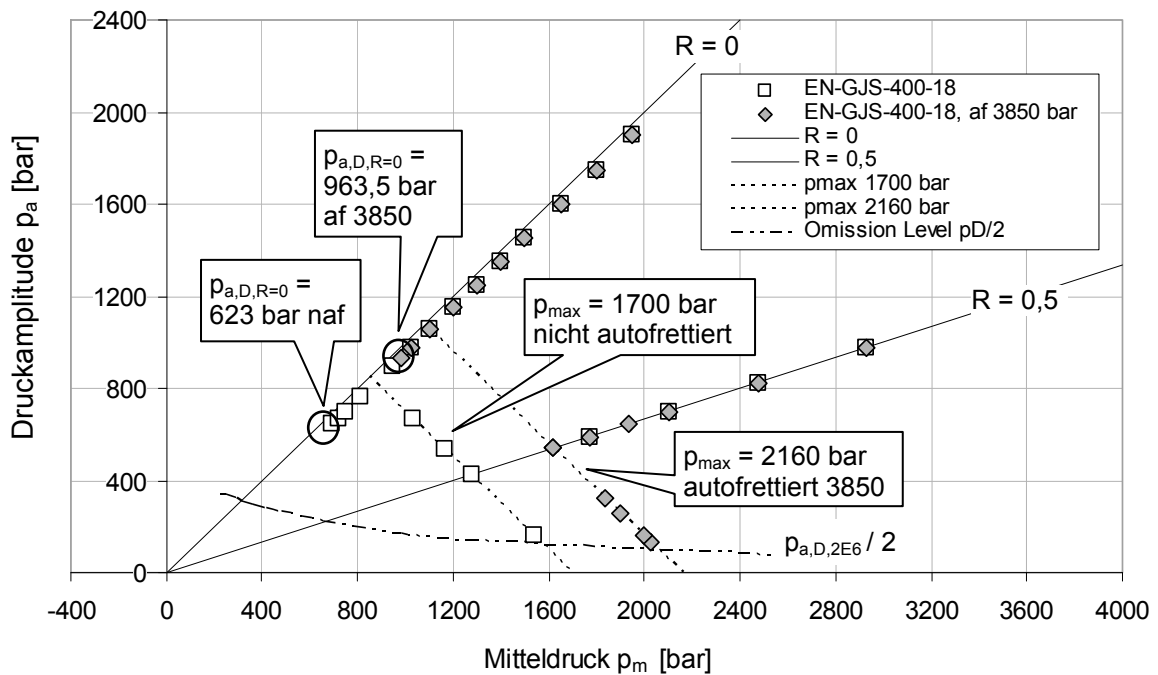


Bild 3.40: Versuchspunkte für Innendruckschwellversuche aufgetragen im HAIGH-Diagramm mit Druckamplitude und Mitteldruck für Bauteilproben EN-GJS-400-18 ECM-verrundet

Nach [59] wird berichtet, dass für Stahl und Gusseisen an gekerbten Wellen unter Biegebeanspruchung keine nennenswerte Veränderung der Dauerfestigkeit für eine Lastspielzahl höher als $N > 10^8$ bei einem Omission Filter von 50% der Bauteildauerfestigkeit beobachtet wurde. D.h. für eine Belastung mit einem durchmischten Lastprofil sind dann kleine Schwingspiele $\Delta p < p_D/2$ im Bezug auf die Bauteildauerfestigkeit vernachlässigbar. Umgerechnet mit Hilfe des Mittelspannungseinflusses (am Beispiel nicht autofrettierten Werkstoff in Bild 3.40 dargestellt) ergeben sich je nach Oberspannung für die nicht autofrettierten und autofrettierten Bauteilproben zwei verschiedene Omission-Levels. Diese vorgeschlagenen Grenzen für die halbe Dauerfestigkeit wurden zusätzlich in das Wöhlerschaubild Bild 3.41 eingezeichnet.

Das andeutungsweise Abknicken der Wöhlerkurve der nicht autofrettierten Bauteilproben oberhalb der Omission-Grenze bestätigt diesen Grenzwert. Für die autofrettierten Proben liegt zwar der Lasthorizont mit ausschließlich Durchläufern oberhalb des vorgeschlagenen Omission-Levels, jedoch wie bereits erwähnt, befinden sich auch alle Bauteilbrüche noch auf der Zeitfestigkeitsgeraden. Damit kann die Omission-Grenze für die autofrettierten Bauteile nicht nachgewiesen werden. Hier wären weitere Versuche mit noch höheren Lastwechseln erforderlich.

3. Experimentelle Untersuchungen

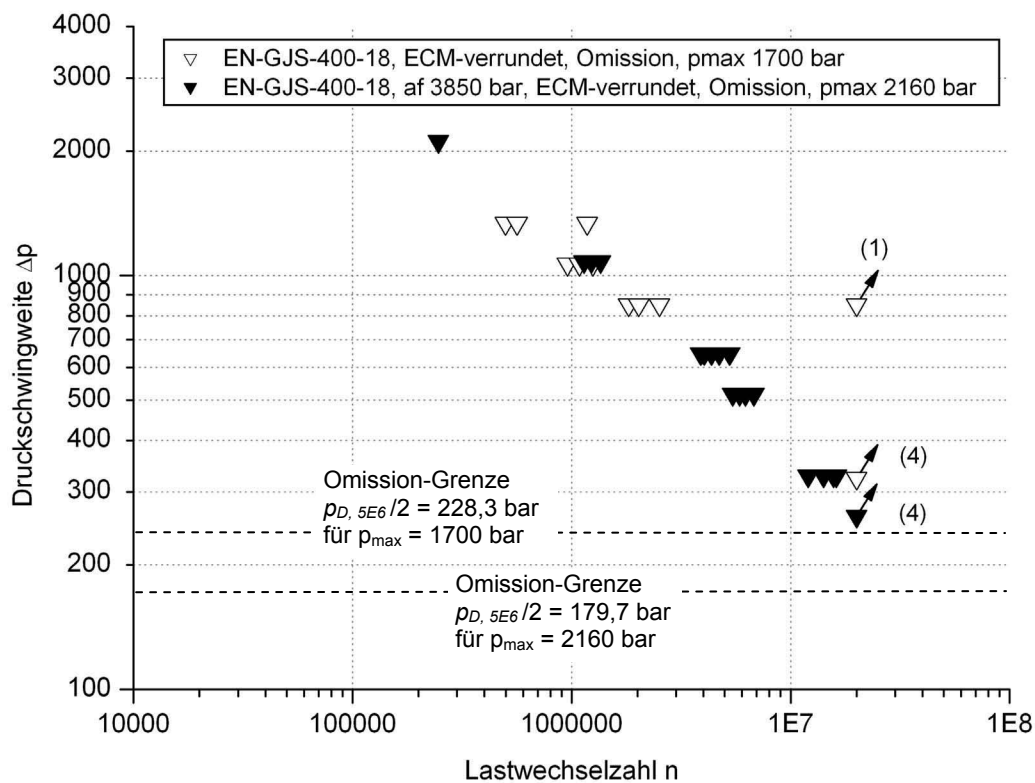


Bild 3.41: Wöhlerschaubild Zweistufenversuch an Bauteilproben EN-GJS-400-18 autofrettiert und nicht autofrettiert unter konstantem Maximaldruck und verschiedenen Spannungsverhältnissen

Für den Werkstoff EN-GJS-600-3 wurden analog EN-GJS-400-18 Zweistufenversuche mit dem Schwingenspielverhältnis 1:1000 zur Ermittlung der Omission-Grenze durchgeführt. Bild 3.42 zeigt wieder alle Versuchspunkte der Innendruckschwellversuche an den Bauteilproben aus EN-GJS-600-3 im HAIGH-Diagramm. In Bild 3.43 sind die dazugehörigen experimentell ermittelten Bruchwöhlerlinien aus den zyklischen Zweistufenversuchen mit gleichbleibendem Maximaldruck und den vorgeschlagenden Omission-Grenzwerten gegenübergestellt.

Beide Omission-Level nach der Bedingung $\Delta p < p_D/2$ unter Berücksichtigung der veränderten Mittelspannung liegen unterhalb den Druckschwingweiten für kleine Schwingenspiele ohne Bruch bis zu einer Lastspielzahl von $2 \cdot 10^7$ Lastwechseln. Aufgrund der Tatsache, dass sowohl für die nicht autofrettierten als auch für die autofrettierten Bauteilproben kein Übergang in eine Dauerfestigkeitshorizontale abgeleitet werden kann und mit weiteren Brüchen bei noch höheren Schwingenspielen gerechnet werden muss, können die zulässigen Grenzschiwingweiten hier nicht angegeben werden.

3. Experimentelle Untersuchungen

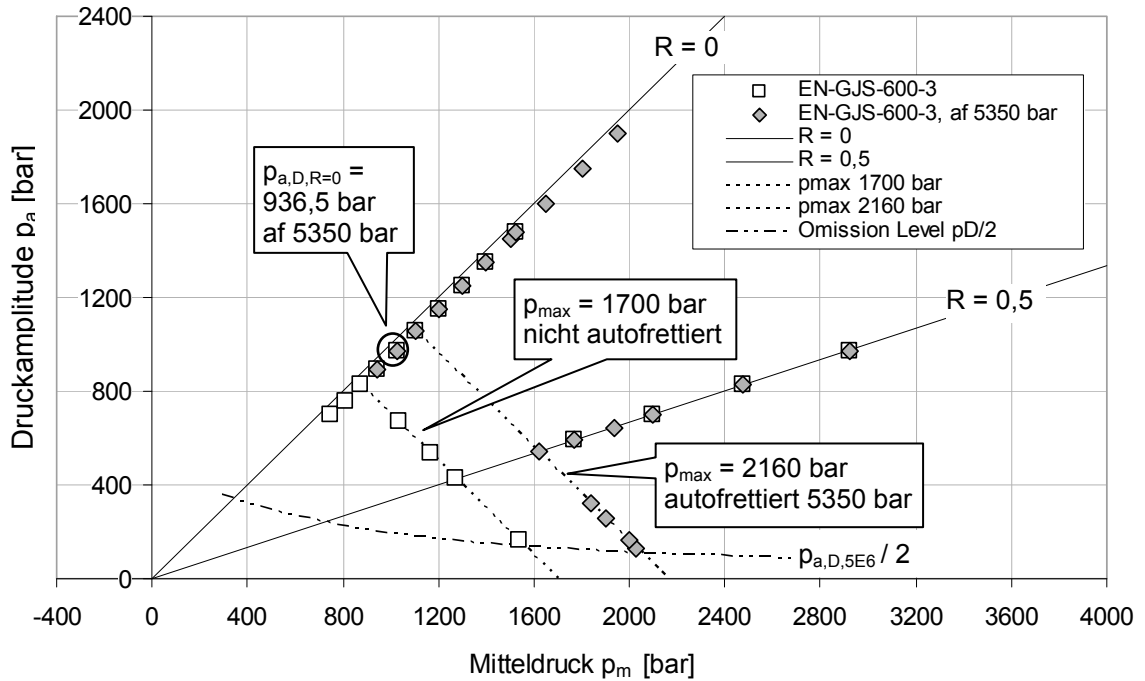


Bild 3.42: Versuchspunkte für Innendruckschwellversuche aufgetragen im HAIGH-Diagramm mit Druckamplitude und Mitteldruck für Bauteilproben EN-GJS-600-3 ECM-verrundet

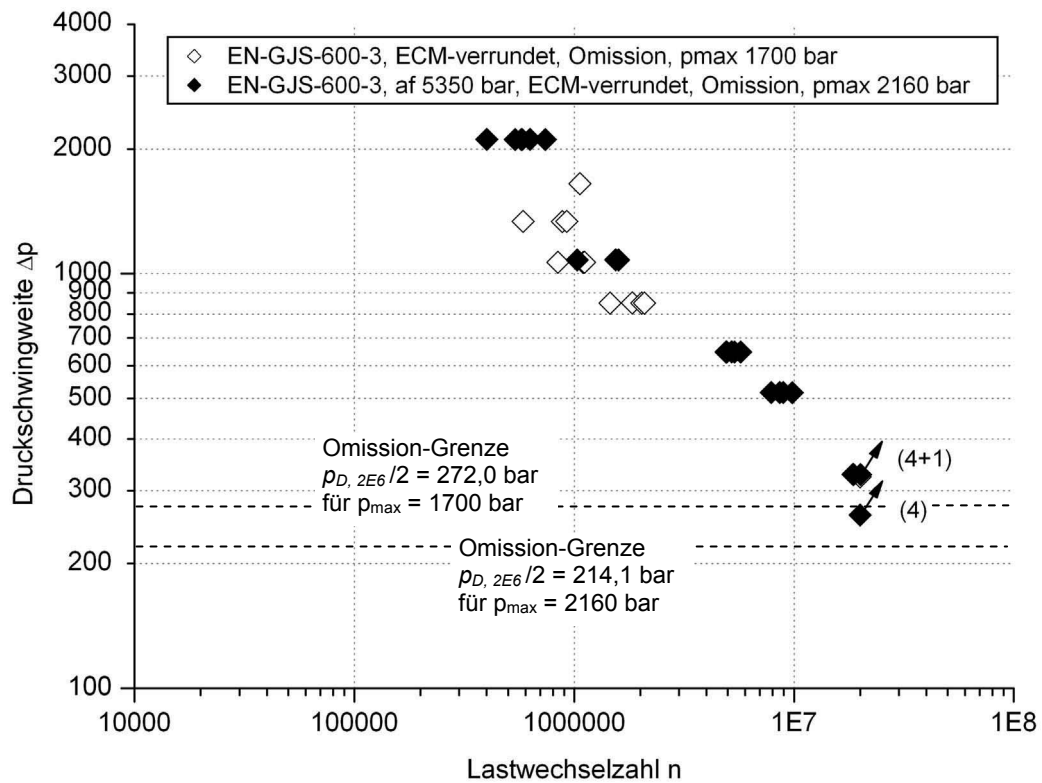


Bild 3.43: Wöhlerschaubild Zweistufenversuch an Bauteilproben EN-GJS-600-3 autofrettiert und nicht autofrettiert unter konstantem Maximaldruck und verschiedenen Spannungsverhältnissen

3.3 Metallographische Untersuchungen

In diesem Kapitel sind die metallurgischen Materialanalysen und fraktographischen Bruchuntersuchungen einiger ausgewählter Werkstückproben zusammengestellt. Die metallurgischen Ergebnisse sollen den Gefügebau der untersuchten Werkstoffe darstellen und bestätigen. Bei den Bruchuntersuchungen sollen der Kantenzustand an der Verschneidungskante und Anrissort bei Bruchteilen aus den Einstufenversuchen aus Kapitel 3.2.4 betrachtet werden.

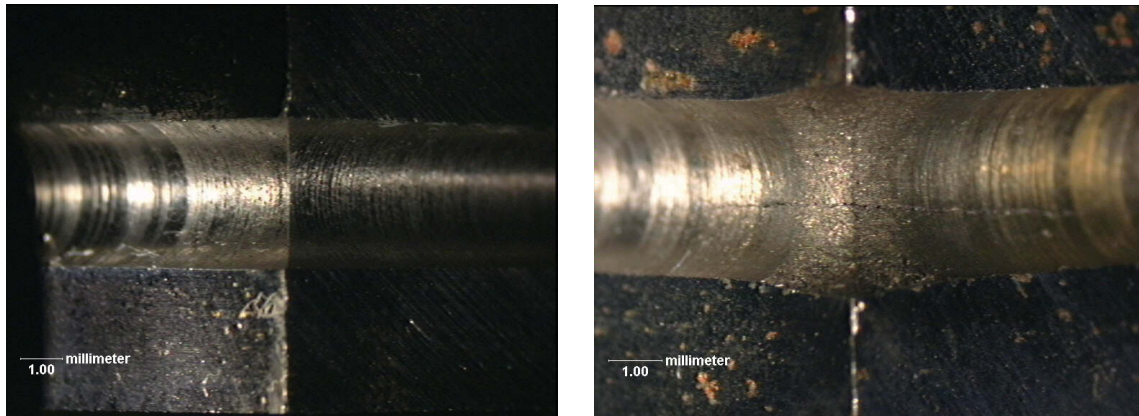


Bild 3.44: Qualitative Darstellung der Verschneidungskante einer scharfkantigen Probe Nr.: 128-A096-1-01 aus EN-GJS-400-18 und einer verrundeten Probe durch ECM-Entgratung Probe Nr.: 128-C014-1-01 aus EN-GJS-600-3

Für die Werkstoff- und Bruchuntersuchungen wurden folgende Werkstückproben bestimmt:

Probennummer	Probenmerkmal	Bruchlastspielzahl [-] Einstufenversuch $R = 0$	Druckschwingsweite Δp [bar]	Undichtigkeit, durchgebrochen
A063/4	EN-GJS-400-18, ECM-verrundet, nicht autofrettiert	$5 \cdot 10^6$	1290	Nein
A070/2	EN-GJS-400-18, ECM-verrundet, autofrettiert 3850 bar	$5 \cdot 10^6$	1870	Nein
B062/6	EN-GJS-500-7, scharfkantig, autofrettiert 4550 bar	558.265	1650	Nein
C065/4	EN-GJS-600-3, scharfkantig, autofrettiert 5350 bar	10^7	1790	Nein

3.3.1 Gefügeuntersuchungen

EN-GJS-400-18:

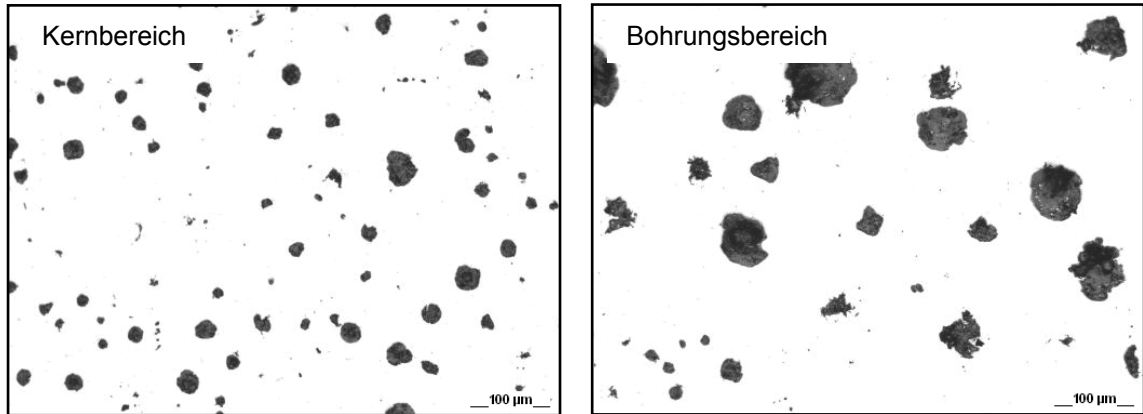


Bild 3.45: Graphitkorngröße und Verteilung, Probe Nr.: A063/4 aus EN-GJS-400-18, links Kernbereich, rechts Bohrungsbereich [53]; (unterschiedliche Vergrößerung)

Die Graphitkorngröße kann im Kernbereich zu 6 und im Bohrungsbereich mit 5-6 eingeordnet werden. Die Graphitform gleicht VI, vereinzelt V.

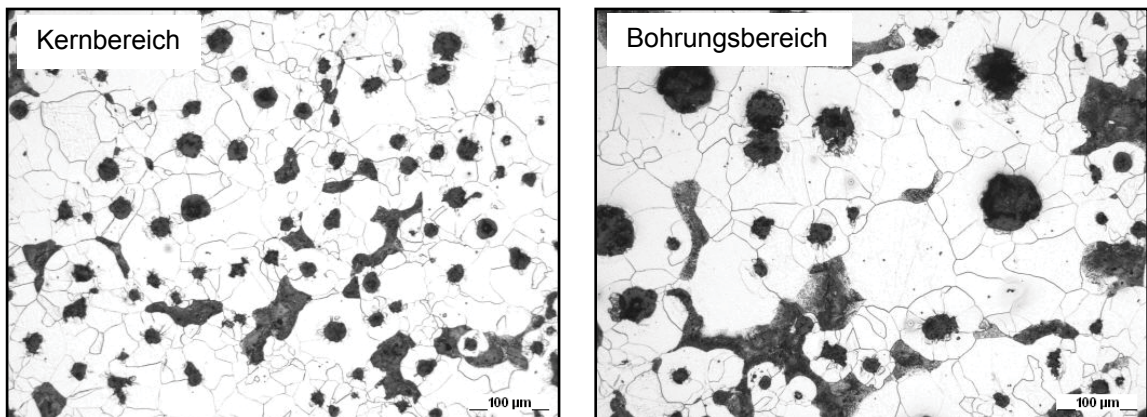


Bild 3.46: Gefügeuntersuchung Ätzung: 3% alk.HNO₃, Probe Nr.: A063/4 aus EN-GJS-400-18, links Kernbereich, rechts Bohrungsbereich [53]; (unterschiedliche Vergrößerung)

Das Gefüge zeigt, für den Werkstoff EN-GJS-400-18 typisch, überwiegend Ferrit mit vereinzelt Perlitanteilen.

3. Experimentelle Untersuchungen

EN-GJS-500-7:

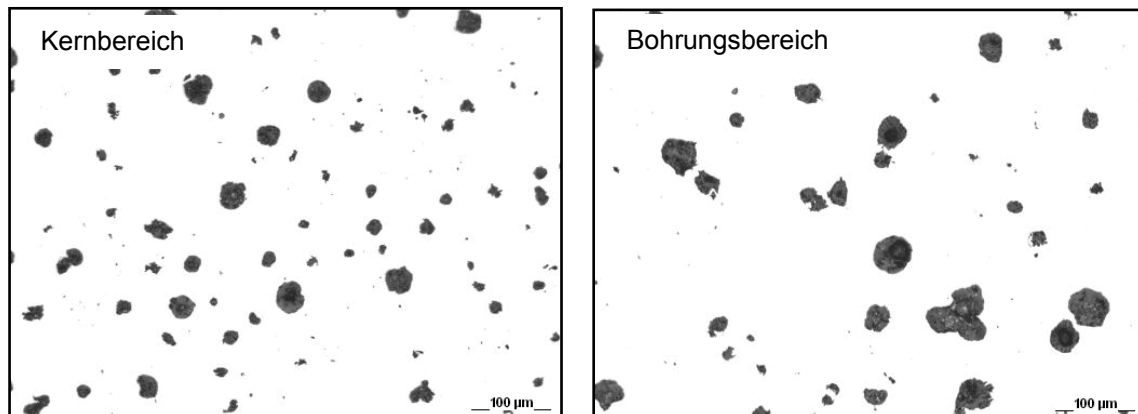


Bild 3.47: Graphitkorngröße und Verteilung, Probe Nr.: B062/6 aus EN-GJS-500-7, links Kernbereich, rechts Bohrungsbereich [53]; (unterschiedliche Vergrößerung)

Die Größe der Graphitkörner beträgt im Kernbereich 6 und im Bohrungsbereich ebenfalls 6 stellenweise 5. Die Graphiteinlagerungen können mit der Form VI, vereinzelt V beschrieben werden.

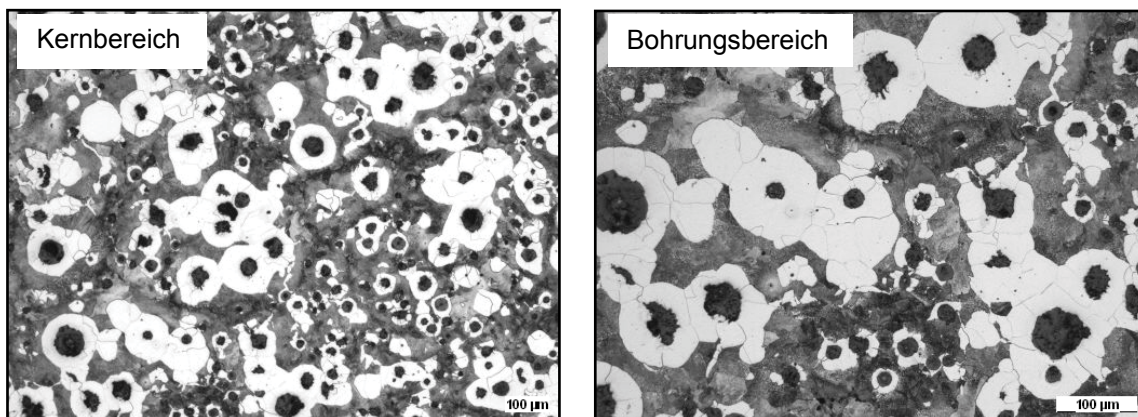


Bild 3.48: Gefügeuntersuchung Ätzung: 3% alk.HNO₃, Probe Nr.: B062/6 aus EN-GJS-500-7, links Kernbereich, rechts Bohrungsbereich [53]; (unterschiedliche Vergrößerung)

Im Gefüge des EN-GJS-500-7 finden sich Perlit- und Ferritanteile gleichermaßen.

EN-GJS-600-3:

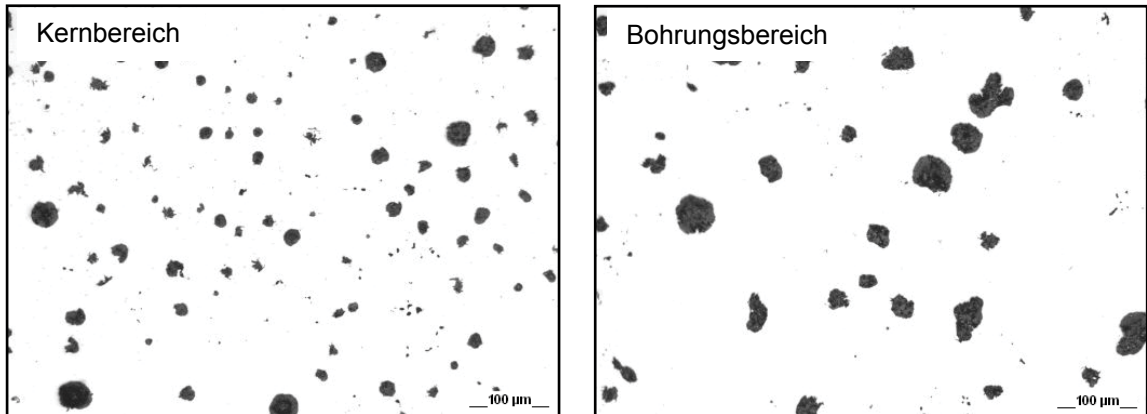


Bild 3.49: Graphitkorngröße und Verteilung, Probe Nr.: C065/4 aus EN-GJS-600-3, links Kernbereich, rechts Bohrungsbereich [53]; (unterschiedliche Vergrößerung)

Die Graphitkorngröße kann im Kernbereich zu 6 und im Bohrungsbereich ebenfalls zu 6 und stellenweise zu 5 mit der Form VI, vereinzelt auch V zugeordnet werden.

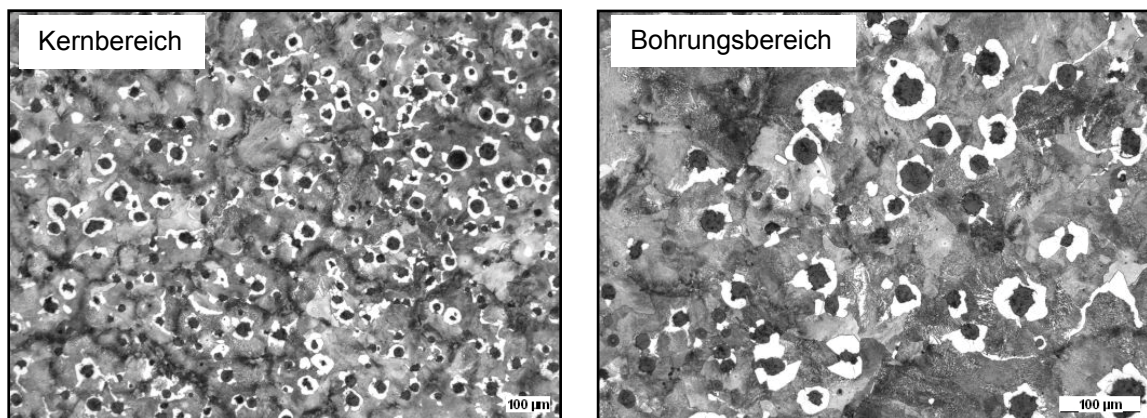


Bild 3.50: Gefügeuntersuchung Ätzung: 3% alk.HNO₃, Probe Nr.: C065/4 aus EN-GJS-600-3, links Kernbereich, rechts Bohrungsbereich [53]; (unterschiedliche Vergrößerung)

Erwartungsgemäß setzt sich das Gefüge des Werkstoffes EN-GJS-600-3 aus einem Hauptanteil Perlit mit geringen Ferritbereichen zusammen.

3.3.2 Fraktographische Untersuchungen

EN-GJS-400-18:

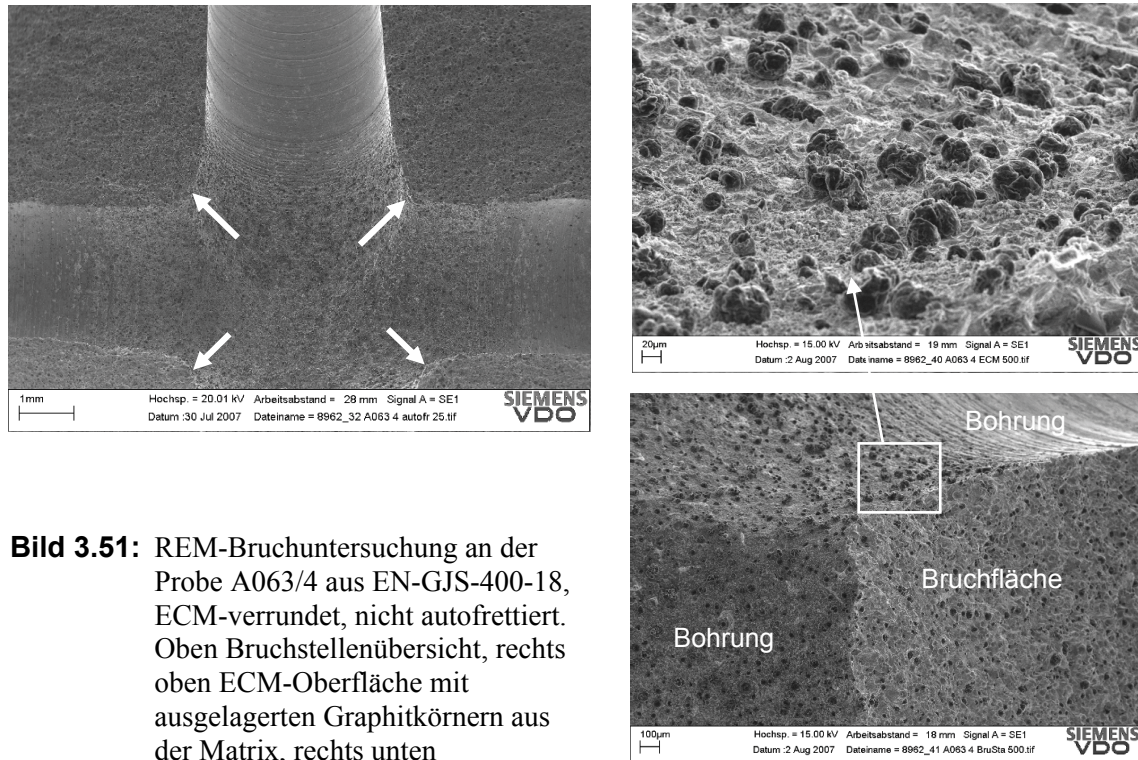


Bild 3.51: REM-Bruchuntersuchung an der Probe A063/4 aus EN-GJS-400-18, ECM-verrundet, nicht autofrettiert. Oben Bruchstellenübersicht, rechts oben ECM-Oberfläche mit ausgelagerten Graphitkörnern aus der Matrix, rechts unten Bruchstelle [53]

Die Bruchuntersuchung an der Bauteilprobe A063/4 aus EN-GJS-400-18 zeigt an allen 4 Verschneidungskanten Bruchflächen parallel zur Bohrungslage. Die Probe ist bei einer Lastspielzahl von $5 \cdot 10^6$ noch nicht durchgebrochen. Eine Reihenfolge der initiierten Risse kann nicht bestimmt werden. An den Bohrungsoberflächen nahe der Verschneidungskante sind durch den Verrundungsprozess ECM, Graphitkörner aus der Werkstoffmatrix freigelegt worden.

EN-GJS-500-7:

Für den Werkstoff EN-GJS-500-7 wurde die Bauteilprobe B062/6 untersucht. Es handelt sich hierbei um eine scharfkantige autofrettierte Probe, welche nach einer kurzen Lastspielzahl von 558.265 bei $\Delta p = 1650$ bar noch keinen Prüfausfall verursachte. An der Bohrungsverschneidung ist noch keine Bruchfläche entstanden, jedoch sind an den Verschneidungskanten einzelne Gefügebeschädigungen zu erkennen. Diese können bereits bei dem Autofrettageprozess oder auch durch die nachfolgende zyklische Betriebsbelastung entstanden sein.

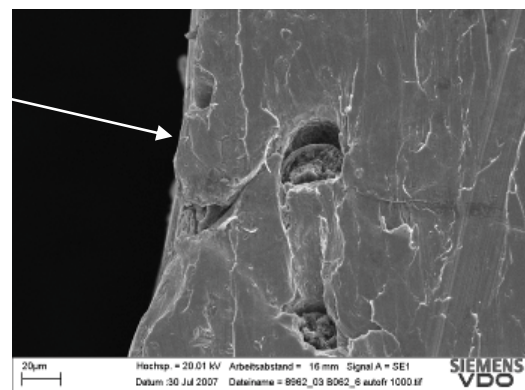
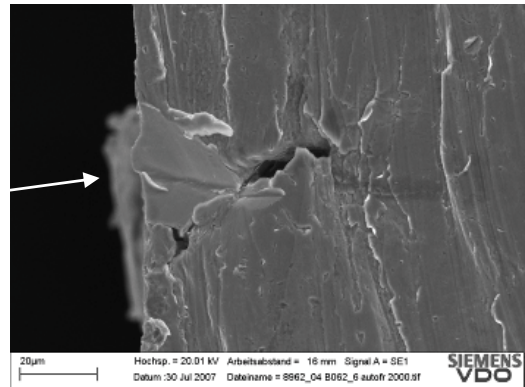
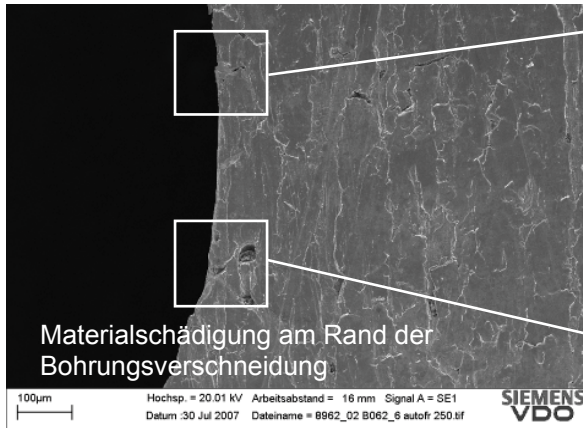


Bild 3.52: REM-Bruchuntersuchung an der Probe B062/6 aus EN-GJS-500-7, scharfkantig, autofrettiert 4550 bar. Oben Verschneidungskante, rechts oben und rechts unten Gefügebeschädigungen teilweise an Graphitkörnern [53]

EN-GJS-600-3:

Bei der Bauteilprobe C065/4 handelt es sich um eine 90°-Bohrungsverschneidungsprobe aus EN-GJS-600-3. Bei einer hohen Lastwechselzahl von $1 \cdot 10^7$ mit der Druckschwingweite von $\Delta p = 1790$ bar konnte noch keine Undichtigkeit am Prüfstand, also kein Bruch nach außen erkannt werden. Die Bruchuntersuchung der geöffneten Probe zeigte ebenfalls keine ausgeprägten Bruchstellen. Ausgehend von der Verschneidungskante können jedoch kleine Anrisse bzw. Materialschädigungen festgestellt werden.

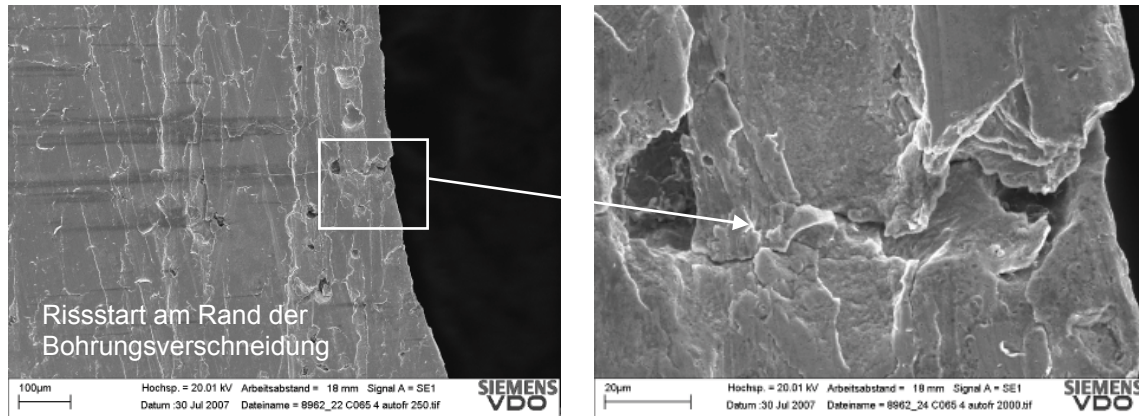


Bild 3.53: REM-Bruchuntersuchung an der Probe C065/4 aus EN-GJS-600-3, scharfkantig, autofrettiert 5350 bar. Links Verschneidungskante, rechts potentieller Rissstarter [53]

4. Finite Elemente Berechnungen

In diesem Kapitel finden sich die Ergebnisse aus den Finiten-Elemente-Methode (FEM) Berechnungen für die Bauteilprobe mit 90° Bohrungsverschneidung. Alle nachfolgenden Berechnungen wurden mit dem Berechnungsprogramm ANSYS Version 10 durchgeführt. Die Finite-Elemente-Methode ist geeignet zur Bestimmung aller Spannungs- und Dehnungskomponenten und deren Vergleichswerte, sowohl an den Kerben und im Nennquerschnitt an einem 3-dimensionalen virtuellen Bauteilmodell unter einer aufbrachten Last (Kraft, Moment, Druck und andere). Es kann dabei elastisches oder elastisch-plastisches Materialverhalten berücksichtigt werden.

4.1 Definition des Modells und Randbedingungen

Zur Berechnung nach der Finiten-Elemente-Methode müssen folgende Eingabegrößen bestimmt werden:

- geometrisches Modell (3D-Modell)
- Vernetzung
- Materialparameter
- Randbedingungen
- Lasten

Geometrisches Modell:

Als geometrisches Modell wurde die originale Bauteilprobe (Bild 4.1) aus den Bauteilversuchen (siehe Kapitel 3.2) verwendet. Aufgrund der nicht allzu komplexen Bauteilform, wurde hier auf eine, sonst in der FEM-Berechnung oft übliche Vereinfachung der Probe durch Anwendung von Symmetrieeigenschaften, verzichtet.

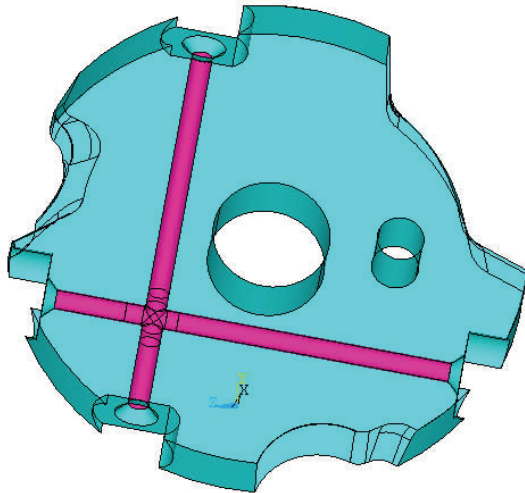


Bild 4.1: Finite-Elemente Modell mit 90°-Bohrungsverschneidung

Vernetzung:

Für die Vernetzung des Modells wurde der Elementtyp SOLID 187 aus der Software ANSYS gewählt (Bild 4.2). SOLID 187 ist ein 3D-Tetraeder-Element höherer Ordnung mit 10 Knoten, davon 6 Zwischenknoten, mit jeweils 3 Freiheitsgraden und eignet sich besonders für elastische und elastisch-plastische Finite-Elemente-Berechnungen mit großen Verzerrungen und Dehnungen. Mit dem Elementtyp SOLID 187 können unregelmäßige Netze automatisch an CAD Modellen generiert werden.

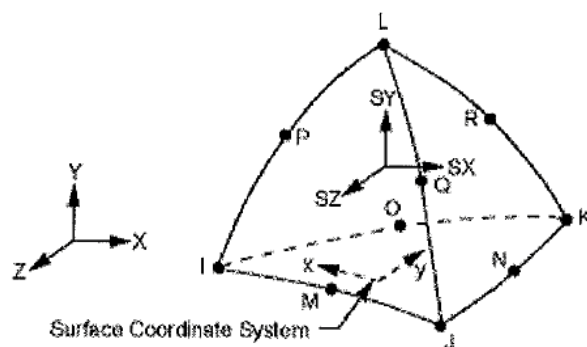


Bild 4.2: Vernetzungselement Solid 187 - FEM-Software ANSYS [56]

Die Berechnungsergebnisse hängen stark von der Feinheit des generierten Netzes ab. Daher ist es erforderlich, an den zu erwartenden hochbeanspruchten Bauteilbereichen ein Netz mit kleineren Kantenlängen vorzugeben. Im vorliegenden Fall wurden 3 Bereiche mit unterschiedlichen Kantenlängen berücksichtigt (Bild 4.3). Grobbereich C mit der Kantenlänge 1,0 mm für das Gesamtbauteil, Feinbereich B mit der Kantenlänge 0,25 mm für den Nahbereich der Verschneidungskanten und Feinstbereich A mit der Kantenlänge 0,1 mm für den unmittelbaren Verschneidungsbereich.

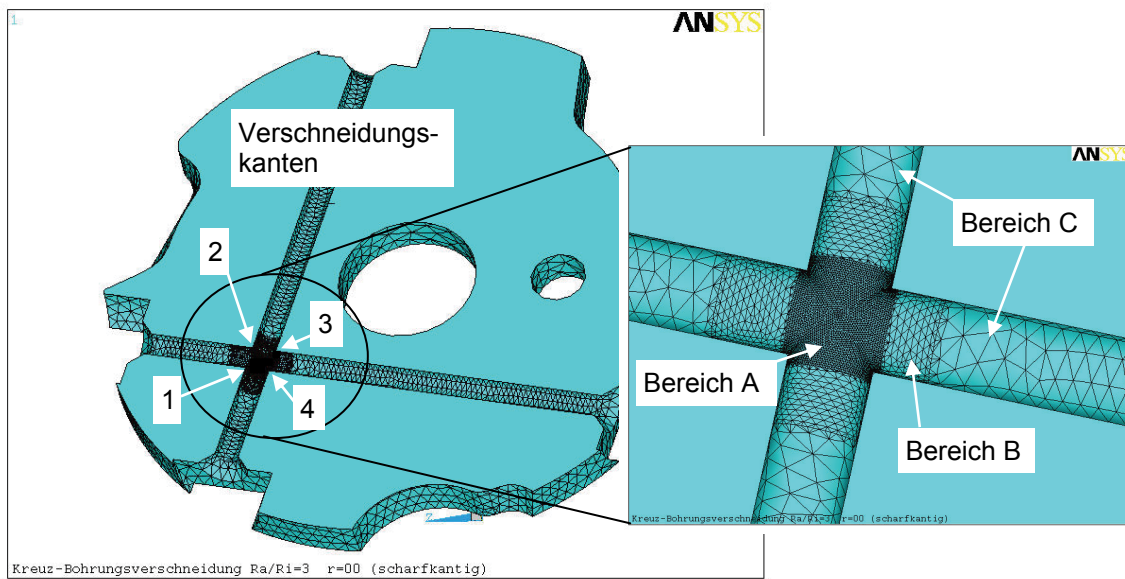


Bild 4.3: Automatisch vernetzte Probe mit gezielter Netzverfeinerung an der Verschneidungsstelle

Bei den Bauteilvarianten mit Kantenverrundung an der Bohrungsverschneidung wurde zusätzlich an der Oberfläche der Verrundung eine Kantenlänge von 0,05 mm vorgegeben.

Materialdaten:

Die Eingabe der Material- und Werkstoffkenngrößen erfolgte mit nachfolgenden Kenngrößen. Es wurden sowohl elastische als auch elastisch-plastische FEM Berechnungen durchgeführt.

Material	EN-GJS-400-18	EN-GJS-500-7	EN-GJS-600-3
E -Modul [MPa] ^{*)}	169 000	169 000	174 000
Querdehnung ν ^{*)}	0,275	0,275	0,275
$R_{p0,2}$ [MPa] ^{**)}	290,0	347,2	423,3
R_m [MPa] ^{**))}	436,3	578,6	751,8
A [%] ^{**))}	21,5	12,1	9,4
Festigungskoeffizient K [MPa] ^{***))}	560	855	1160
Verfestigungsexponent n [-] ^{***))}	0,12	0,16	0,19

^{*)} nach DIN EN1563 [48]

^{**))} aus Gusschergenprüfung Fa. SAKTHI Germany GmbH (Mittelwert Zugproben aus belastetem Querschnitt) [45, 46, 47]

^{***))} Ramberg-Osgood Parameter der statischen Spannungs-Dehnungskurve aus den statischen Zugversuchen Kapitel 3.1

Randbedingungen und Lasteingabe:

Durch die Berechnung als Vollmodell war es nicht notwendig, Symmetriebedingungen zuzuweisen. Die Behinderung des Modells in den Achsen x-, y-, z-Richtung erfolgte an 3 Teilbereichen des Außendurchmessers der Probe, siehe Bild 4.4. Die Lasteingabe des Innendrucks erfolgt per Flächenlasteingabe an den Bohrungswänden, sowie bei den Modellen mit Verrundungsradius am Radius selbst. An den Bohrungsenden erfolgte keine Belastung, diese blieben somit offen.

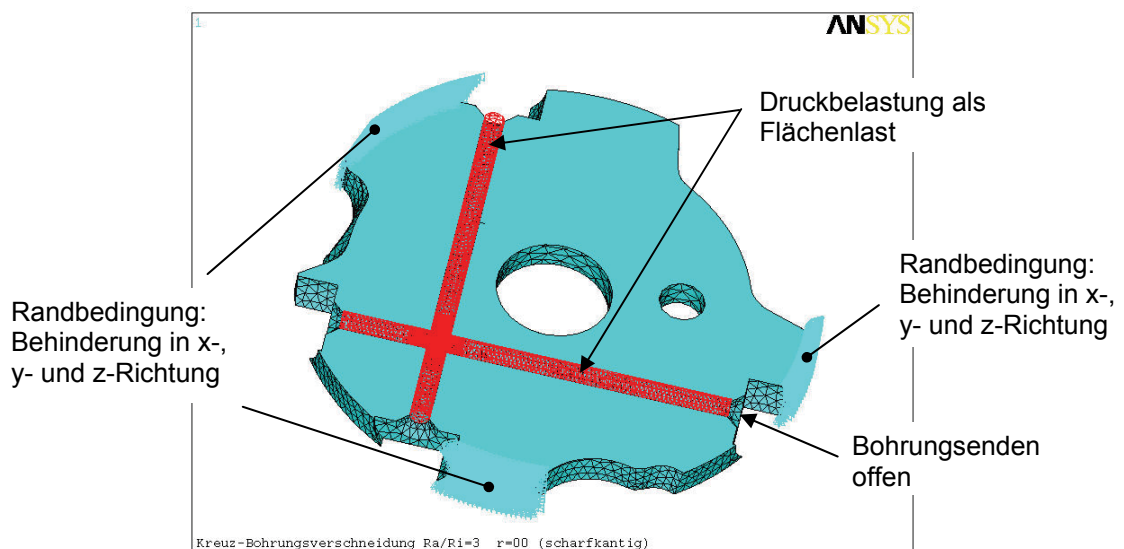


Bild 4.4: Randbedingungen und Lasteingaben am Modell

4.2 Elastische FEM-Berechnungen

Für die elastische Kerbformzahl gilt:

$$K_{t,v} = \frac{\sigma_{v,el}}{p} \quad (4.1)$$

mit

$\sigma_{v,el}$ = von Mises Vergleichsspannung an der Verschneidungskante
 p = Nenndruck

Die Berechnung der Kerbformzahl an der scharfkantigen Bauteilprobe erfolgte unter der Last $p = 1000$ bar (=100 MPa).

Material	EN-GJS 400-18	EN-GJS 500-7	EN-GJS600-3
Nenndruck p [bar]	1000	1000	1000
$\sigma_{v,el}$ [MPa]	553,6	553,6	553,6
Kerbformzahl	5,54	5,54	5,54

Damit bestätigt sich, dass die elastische Kerbformzahl $K_{t,v}$ von der Werkstofffestigkeit und dem Elastizitätsmodul unabhängig ist und nur durch die geometrische Form bestimmt wird. Bei Verrundung der Bohrungsverschneidung ändert sich die geometrische Form und damit auch die Kerbformzahl. In der nachfolgenden Tabelle sind die VON MISES Vergleichsspannungen an der Verschneidungsstelle und die dazugehörige Kerbformzahl bei verschiedenen Verrundungsradien dargestellt, siehe auch Bild 4.5.

Radius an der Verschneidungskante	Von Mises Vergleichsspannung $\sigma_{v,el}$ [MPa]	Kerbformzahl $K_{t,v}$ [-]
scharfkantig	553,6	5,54
0,1	530,0	5,30
0,2	521,5	5,22
0,3	509,9	5,10
0,4	504,6	5,05
0,5	503,3	5,03
0,6	502,4	5,02
0,7	501,2	5,01
0,8	502,2	5,02
1,0	505,9	5,06

Die kleinste Vergleichsspannung konnte bei einem Nennradius von 0,6 - 0,8 mm berechnet werden. Mit dem gewählten Verrundungsradius für die Bauteilproben von 0,5 mm ist die maximale Spannung im Vergleich zu den scharfkantigen Proben bereits deutlich reduziert.

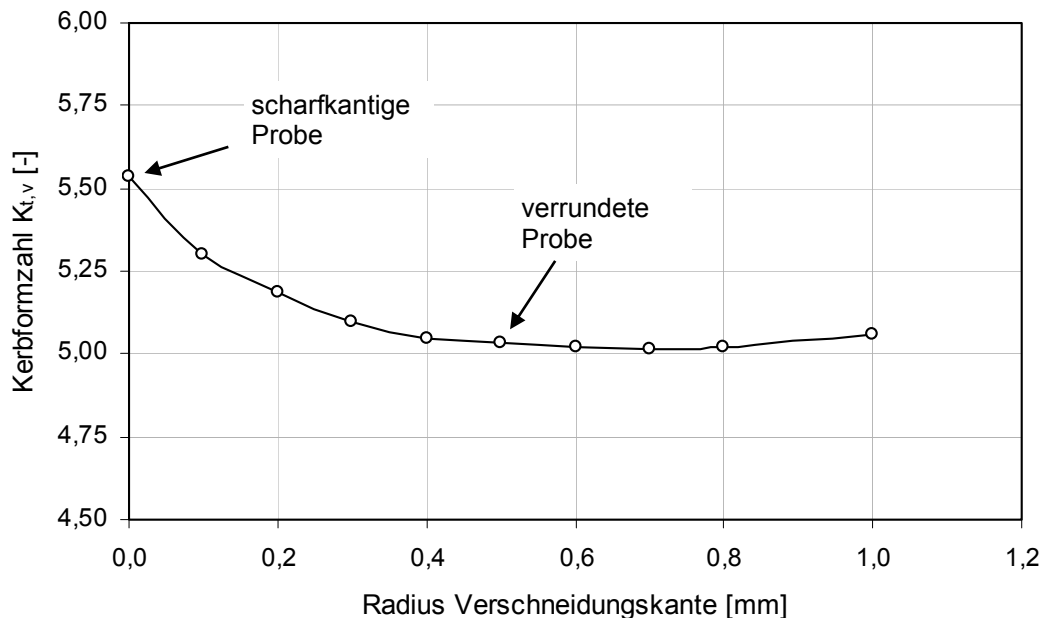


Bild 4.5: Elastische Kerbformzahl der VON MISES Vergleichsspannung an der Verschneidungsstelle unter Berücksichtigung verschiedener Kantenverrundungen

Entlang der Winkelhalbierenden der 90°-kreuzenden Bohrungen kann aus dem Spannungsverlauf der maximale Spannungsgradient χ , siehe Kapitel 2.1.5, abgelesen werden. Die maximale VON MISES Vergleichsspannung am Bauteil tritt an der Oberfläche der Verschneidung auf. Von der Oberfläche in Richtung Bauteilmaterial nehmen die Vergleichsspannungen ab.

Bild 4.6 zeigt den maximalen Spannungsgradienten χ der scharfkantigen Bauteilprobe, ausgehend von der höchst beanspruchten Stelle von 1,25 1/mm. Bei der verrundeten Probe mit Verrundungsradius 0,5 mm verringert sich der Spannungsgradient χ auf 1,67 1/mm, siehe Bild 4.7.

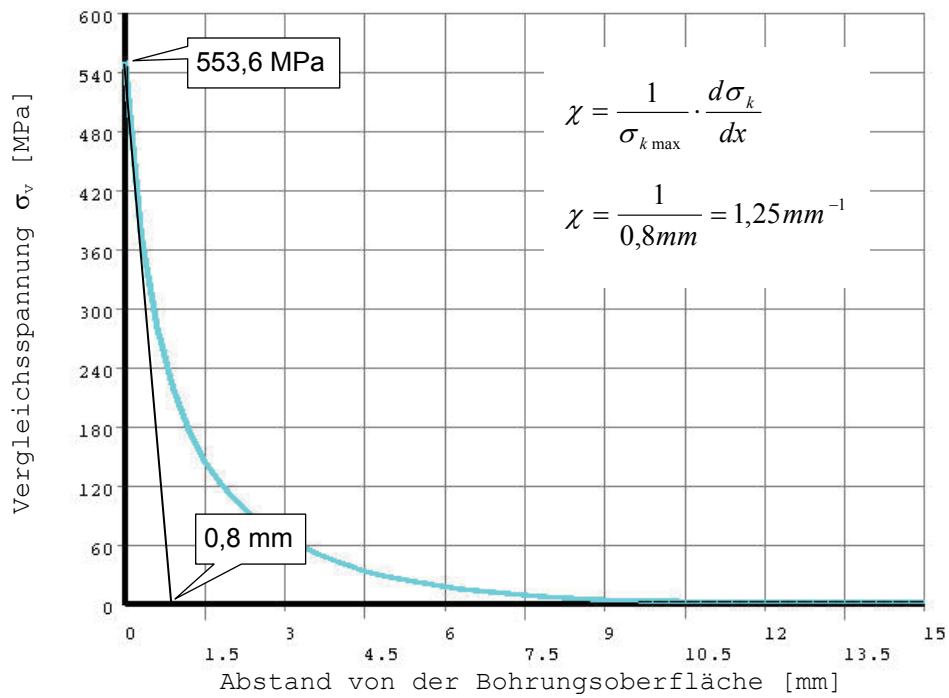


Bild 4.6: VON MISES Vergleichsspannung entlang der Winkelhalbierenden mit Darstellung des Spannungsgradienten für die scharfkantige Probe

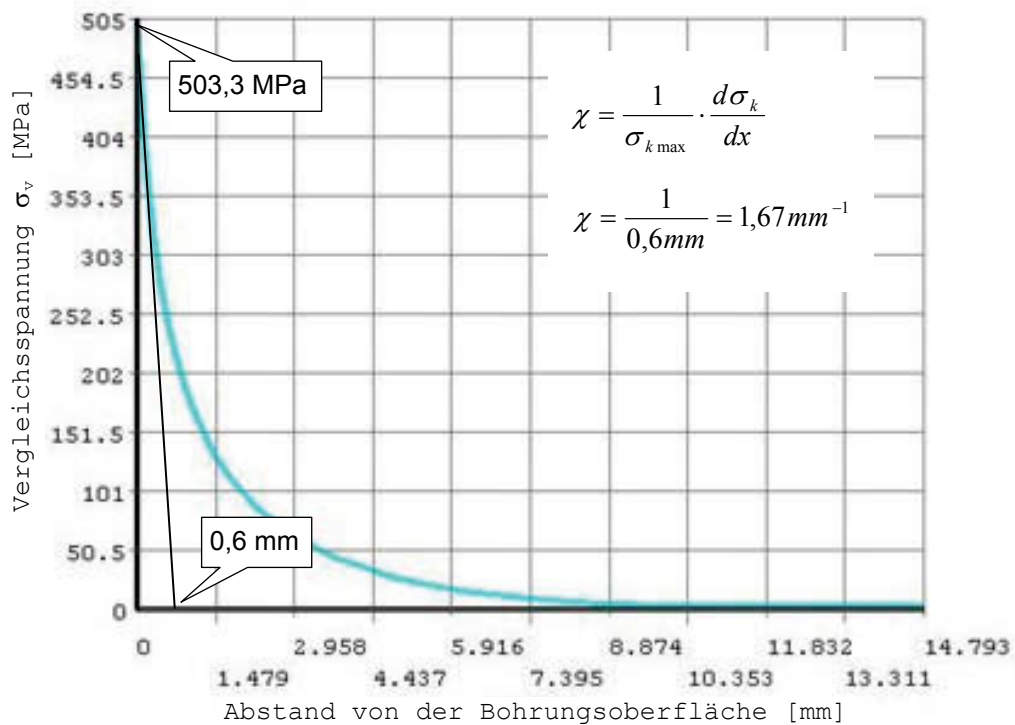


Bild 4.7: VON MISES Vergleichsspannung entlang der Winkelhalbierenden mit Darstellung des Spannungsgradienten für eine verrundete Probe mit Kantenradius 0,5 mm

Auch die Wandstärkenverhältnisse, d.h. die verbleibende Materialdicke im Vergleich zum Bohrungsdurchmesser der Bauteilprobe haben einen Einfluss auf die Vergleichsspannungen an der Bohrungsverschneidung, was bei gleichem Betriebsdruck zu höheren bzw. niedrigeren Vergleichskerbfornzahlen führt. In der folgenden Tabelle sind die Kerbfornzahlen für verschiedene Wandstärkenverhältnisse für die scharfkantige Probe dargestellt.

Wandstärkenverhältnis R_a/R_i	Von Mises Vergleichsspannung $\sigma_{v,el}$ [MPa]	Kerbfornzahl $K_{t,v}$ [-]
1,5	1042,0	10,42
2	751,4	7,51
2,5	621,9	6,22
3,0	553,6	5,54
3,5	511,5	5,12
4,0	486,4	4,86
4,5	469,1	4,69
5,0	455,1	4,55

Bild 4.8 zeigt die Abhängigkeit der Kerbfornzahl vom Wandstärkenverhältnis des Bauteils mit der Einordnung der realisierten Bauteilprobe. Für Bauteile mit dünnen Wandstärken nimmt die Kerbfornzahl mit zunehmendem Wandstärkenverhältnis zunächst sehr stark ab. Ab einem Wandstärkenverhältnis von $R_a / R_i > 3$ kann dann nur noch eine mäßige Reduzierung der Kerbfornzahl erreicht werden.

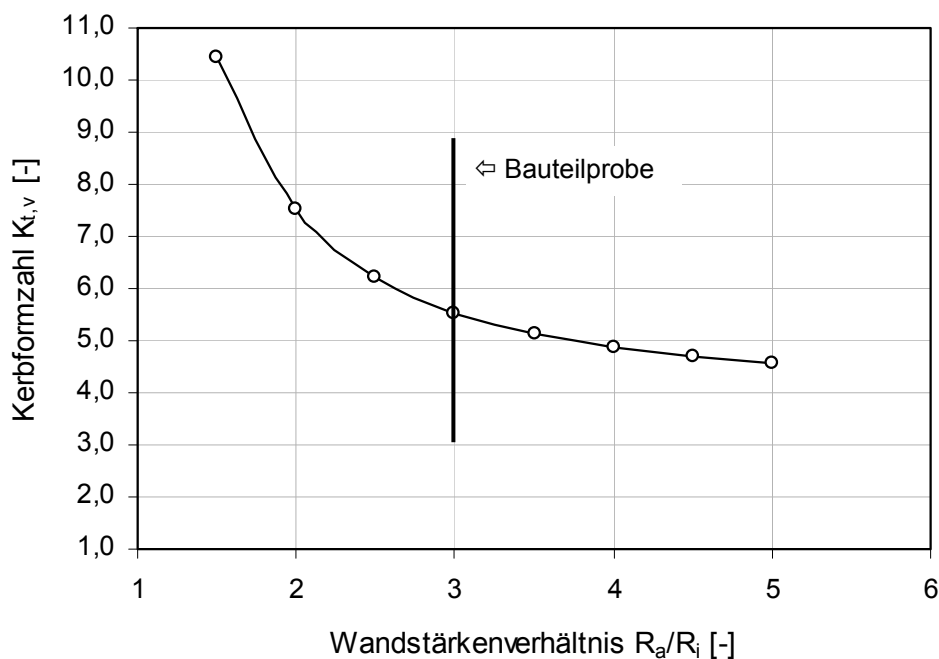


Bild 4.8: Kerbfornzahl an der 90°-Verschneidung in Abhängigkeit vom Wandstärkenverhältnis der Probe

Für einfache Geometrien können die Vergleichsspannungen auch analytisch berechnet werden. Eine Näherungslösung für die behandelte Kreuzbohrung wurde in [1] beschrieben. Die Herleitung geht zurück auf ein senkrecht angebohrtes dickwandiges Rohr mit offenen Enden.

Die Vergleichsspannung berechnet sich hier mit

$$\sigma_{v,el} = p \cdot \left[\frac{3(R_a^2 + R_i^2) + 2\nu R_i^2}{R_a^2 + R_i^2} + 2 \right] . \quad (4.2)$$

Wandstärken- verhältnis R_a/R_i	von Mises Vergleichs- spannung $\sigma_{v,el}$ [MPa]	Kerbformzahl analytisch $K_{t,v}$ [-]	Kerbformzahl FEM scharfkantige Probe $K_{t,v}$ [-]	Kerbformzahl FEM verrundete Probe Radius 0,2mm $K_{t,v}$ [-]
1,5	935,2	9,35	10,42	9,75
2	681,3	6,81	7,51	7,05
2,5	603,6	6,04	5,96	5,86
3,0	568,0	5,68	5,54	5,22
3,5	548,4	5,48	5,12	4,84
4,0	536,3	5,36	4,67	4,59
4,5	528,3	5,28	4,69	4,43
5,0	522,7	5,23	4,55	4,31

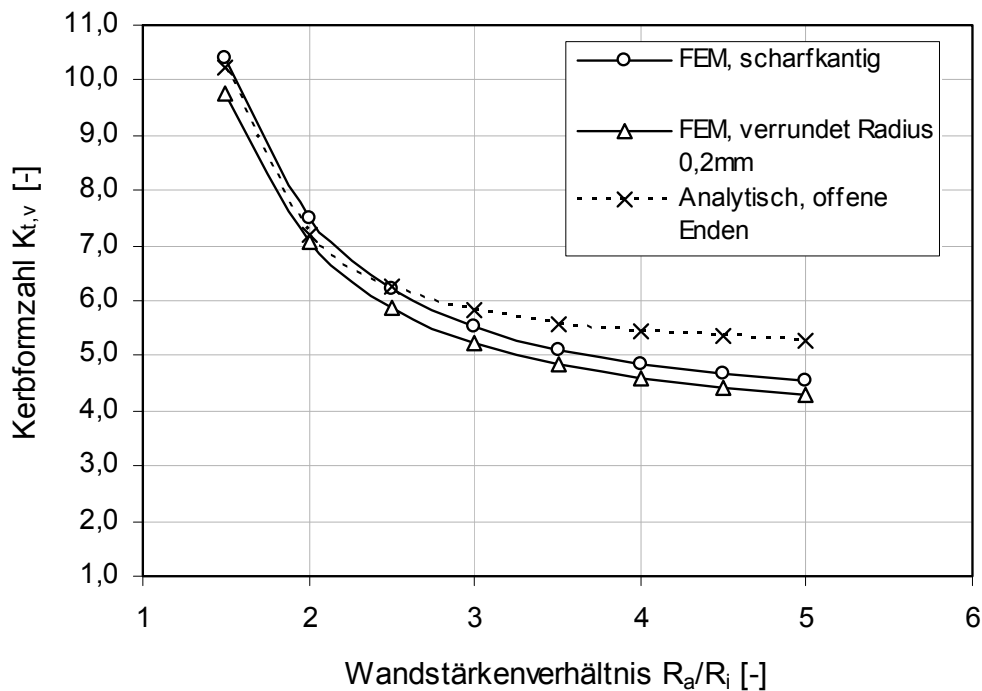


Bild 4.9: Vergleich der Kerbformzahlen: FEM Berechnung, Analytische Berechnung an der 90°-Verschneidung in Abhängigkeit vom Wandstärkenverhältnis der Probe

4.3 Elastisch-plastische FEM-Berechnungen

Bei Vorgabe eines nicht-linearen Materialverhaltens mit z.B. der statischen Spannungs-Dehnungskurve, kann mit der Finite-Elemente-Methode auch elastisch-plastisches Verformungsverhalten berechnet werden. Unter Zugrundelegung der RAMBERG-OSGOOD-Parameter K und n für die Werkstoffe EN-GJS-400-18, EN-GJS-500-7 und EN-GJS-600-3 wurden an den Verschneidungskanten die örtlichen VON MISES Vergleichsspannungen und Gesamtdehnungen an der verrundeten Bauteilprobe mit Verschneidungsradius 0,5 mm unter jeweils zwei Belastungsdrücken berechnet.

Material	EN-GJS-400-18	EN-GJS-500-7	EN-GJS-600-3
Festigungskoeffizient K [MPa]	560	855	1160
Verfestigungsexponent n [-]	0,12	0,16	0,19
Belastung 1 [bar]	2750	3200	3750
$\varepsilon_{v,t}$ [%]	3,9	3,6	3,8
Belastung 2 [bar]	3850	4550	5350
$\varepsilon_{v,t}$ [%]	26,2	15,6	14,9

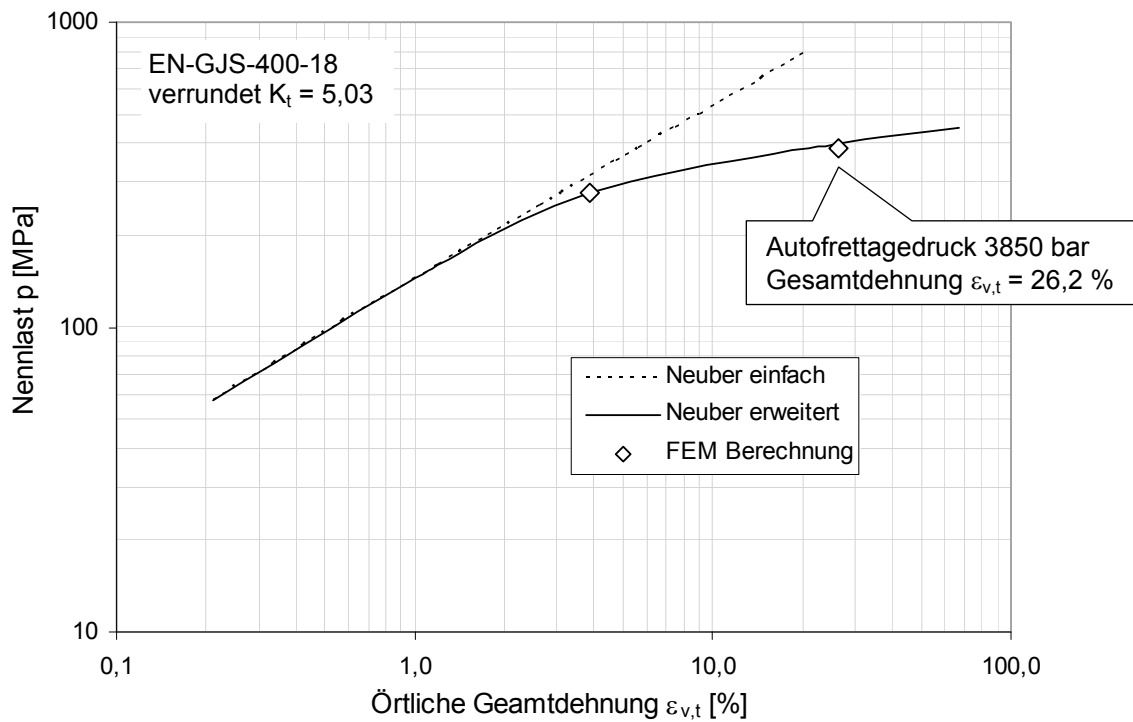


Bild 4.10: Berechnung der örtlichen Gesamtdehnung an der Kerbe einer verrundeten 90°-Bohrungsverschneidung mittels elastisch-plastischer Finite-Elemente-Methode Berechnung; Vergleich mit Ergebnissen aus der NEUBER-Kerbnäherungsbeziehung; Werkstoff EN-GJS-400-18

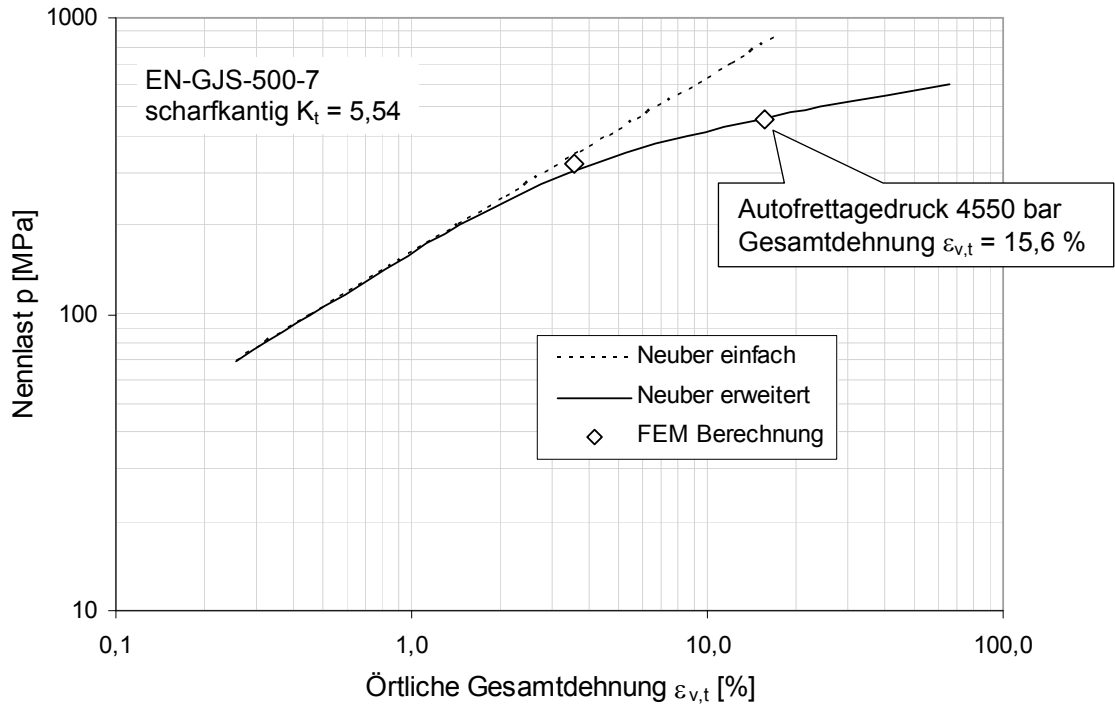


Bild 4.11: Berechnung der örtlichen Gesamtdehnung an der Kerbe einer scharfkantigen 90°-Bohrungsverschneidung mittels elastisch-plastischer Finite-Elemente-Methode Berechnung; Vergleich mit Ergebnissen aus der NEUBER-Kerbnäherungsbeziehung; Werkstoff EN-GJS-500-7

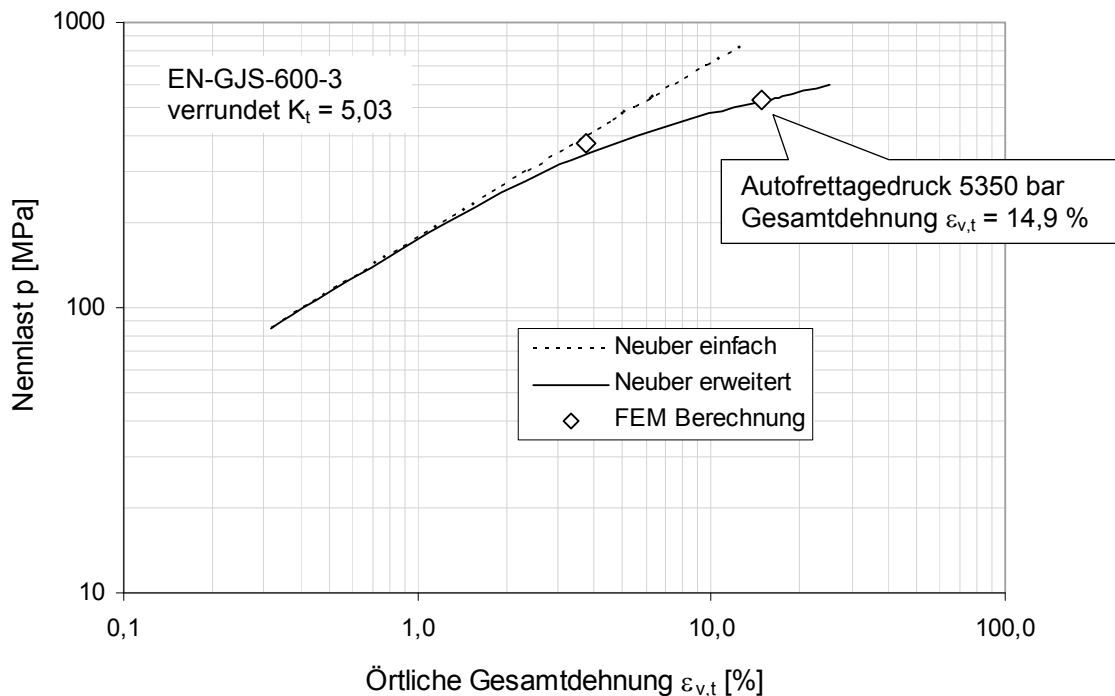


Bild 4.12: Berechnung der örtlichen Gesamtdehnung an der Kerbe einer verrundeten 90°-Bohrungsverschneidung mittels elastisch-plastischer Finite-Elemente-Methode Berechnung; Vergleich mit Ergebnissen aus der NEUBER-Kerbnäherungsbeziehung; Werkstoff EN-GJS-600-3

5. Berechnung der Bauteil-Wöhlerlinien

In diesem Kapitel werden die Ermüdungsfestigkeiten für Bauteilproben aus Kugelgraphitguss EN-GJS mit und ohne Autofrettage-Behandlung nach den etablierten Berechnungskonzepten

- Kerbdehnungskonzept
- Synthetische Wöhlerlinie (nur für nicht autofrettierte Bauteile)

berechnet und den in Kapitel 3 ermittelten Versuchsergebnissen gegenübergestellt.

5.1. Abschätzung der Anrisslebensdauer nach dem Kerbdehnungskonzept

Das Kerbdehnungskonzept, siehe Kapitel 2.2, wurde in Autofrettage I [1] erfolgreich an Bauteilen aus Stahl 42CrMo4 angewendet. In dieser Arbeit soll nun die Übertragbarkeit dieses Verfahrens auf autofrettierte und nicht autofrettierte Bauteile aus Kugelgraphitguss EN-GJS überprüft werden.

Zur Berechnung der Anrisslebensdauern nach diesem Berechnungskonzept sind die vollständigen Spannungs-Dehnungs-Pfade an der anrisskritischen Kerbstelle notwendig. Diese werden dann den Ermüdungsgrenzen aus der Werkstoff-Dehnungs-Wöhlerlinie an ungekerbten Zugproben, unter Berücksichtigung des Größeneinflusses, gegenübergestellt (Bild 5.1).

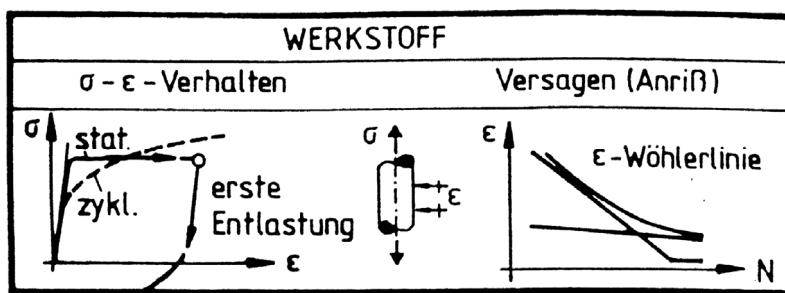


Bild 5.1: Spannungs-Dehnungs-Pfad am ungekerbten Zugstab [1]

In Kapitel 3.1.1 wurden an ungekerbten Zugstäben die statischen Spannungs-Dehnungs-Kurven der untersuchten Materialien EN-GJS-400-18, EN-GJS-500-7 und EN-GJS-600-3 ermittelt. Weiter wurden in Kapitel 3.1.2 aus dehnungskontrollierten Versuchen, bei einem Spannungsverhältnis von $R = -1$, die Dehnungs-Wöhlerlinien und damit die zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven abgeleitet. Schließlich wurde in Kapitel 3.1.3 die Erstentlastungskurve aus einem vorgereckten Dehnungszustand aufgenommen.

5. Berechnung der Bauteil-Wöhlerlinien

Zur Anwendung auf das Berechnungskonzept werden ausschließlich die mathematischen Beschreibungen durch die Gleichung nach RAMBERG-OSGOOD [21] für die Spannungs-Dehnungs-Kurven nach

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K} \right)^{1/n} \quad (5.1)$$

und dem Ansatz nach MANSON-COFFIN-MORROW [22, 23, 24] für die Dehnungs-Wöhlerlinien

$$\varepsilon_a(N) = \frac{\sigma'}{E} (2N)^b + \varepsilon' (2N)^c \quad (5.2)$$

verwendet. In den nachfolgenden Tabellen sind für die Gusswerkstoffe die jeweiligen Parameter zusammengestellt. Für die Erstbelastung die statische Spannungs-Dehnungs-Kurve nach RAMBERG-OSGOOD,

Werkstoff	EN-GJS-400-18	EN-GJS-500-7	EN-GJS-600-3
E-Modul [MPa]	169.000	169.000	174.000
K [MPa]	560,0	855,0	1160,0
n [-]	0,12	0,16	0,19

für die Erst-Entlastung die Erst-Entlastungskurve nach RAMBERG-OSGOOD,

Werkstoff	EN-GJS-400-18	EN-GJS-500-7	EN-GJS-600-3
E-Modul [MPa]	169.000	169.000	174.000
K'' [MPa]	685,0	883,8	1310,0
n'' [-]	0,11	0,13	0,17

für die Betriebsbelastung die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve nach RAMBERG-OSGOOD

Werkstoff	EN-GJS-400-18	EN-GJS-500-7	EN-GJS-600-3
E-Modul [MPa]	169.000	169.000	174.000
K' [MPa]	770,3	883,8	924,9
n' [-]	0,097	0,107	0,1

5. Berechnung der Bauteil-Wöhlerlinien

und für die Materialermüdung die Dehnungs-Wöhlerlinie nach MANSON-COFFIN-MORROW.

Werkstoff	EN-GJS-400-18	EN-GJS-500-7	EN-GJS-600-3
E-Modul [MPa]	169.000	169.000	174.000
σ'_f [MPa]	691,3	805,8	805,5
ε'_f [-]	0,326	0,422	0,251
b [-]	-0,068	-0,075	-0,065
c [-]	-0,705	-0,7	-0,65

Der Zusammenhang zwischen der örtlich auftretenden Spannung an der Kerbe und der Nennlast bzw. Belastung am "Nennquerschnitt" wird durch die Geometrie bestimmt.

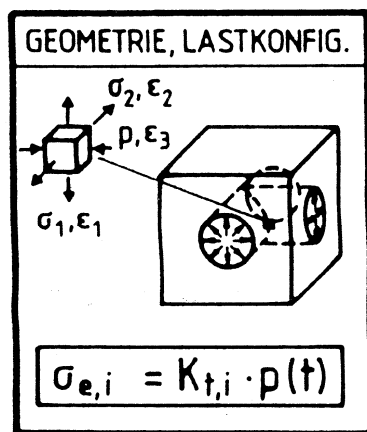


Bild 5.2: Zusammenhang Kerbspannung σ und Nennlast Innendruck p [1]

Der in Kapitel 2.2 beschriebene Übertragungsfaktor c zwischen auftretender Spannung an der Kerbstelle bei einer aufgetragenen Nennlast, kann für innendruck-beanspruchte Bauteile der Kerbformzahl K_t , nach Kapitel 2.1.3, gleichgesetzt werden. Dieser kann entweder näherungsweise analytisch abgeschätzt, oder über eine elastische Finite-Elemente-Methode Berechnung bestimmt werden. Die Kerbformzahl bei unterschiedlichen Verrundungsradien an der Kerbe wurde in Kapitel 4.2 berechnet.

Für die Verrundungsvarianten scharfkantig und verrundet mit ECM ergab die Finite-Elemente-Methode-Berechnung folgende Werte:

- scharfkantig $K_t = 5,54$
- ECM-verrundet Radius 0,5 mm $K_t = 5,03$.

5.1.1 Anriss-Wöhlerlinien für Bauteile ohne Autofrettage

Für nicht autofrettierte Bauteile kann die Last-Zeit-Funktion als regelmäßige schwingende Belastung durch einen Innendruck von $p_u = 0$ bar auf $p_o =$ Betriebsdruck p_{betr} beschrieben werden, was einem Spannungsverhältnis von $R = 0$ entspricht.

Die sich am Kerbgrund einstellende Spannung und Gesamt-Dehnung, aus elastischem und plastischem Anteil, kann mit Hilfe der Kerbnäherungsbeziehung nach NEUBER [16], siehe Kapitel 2.1.7, bestimmt werden.

Bei Betriebsbelastungen im Dauerfestigkeitsbereich führen die Nennlasten lediglich zu einer rein elastischen Beanspruchung des Nennquerschnitts. In diesem Fall wäre die einfache Kerbnäherungsbeziehung nach NEUBER [16] ausreichend. Im Zeitfestigkeitsbereich sind jedoch Nennlasten zu erwarten, bei denen auch der Nennquerschnitt plastisch verformt wird. Hier ist es notwendig die erweiterte Kerbnäherungsbeziehung anzuwenden. Da in der vorliegenden Arbeit die gesamte Anrisswöhlerlinie im Zeit- sowie im Dauerfestigkeitsbereich berechnet werden sollte, wurde im Folgenden ausschließlich mit der erweiterten Kerbnäherungsbeziehung gerechnet. Für die Kerbvergleichsspannungen und Vergleichsdehnungen gilt dann

$$\sigma_v \cdot \varepsilon_v = (K_{t,v} \cdot p_{betr})^2 \cdot \frac{e^*}{S^*} \quad (5.3)$$

mit

$$S^* = \frac{p \cdot \sigma_F}{p_p} \quad (5.4)$$

aus

$$S^* = \frac{p \cdot K_t}{K_p} \quad (5.5)$$

und

$$K_p = \frac{L_p}{L_F} \quad (5.6)$$

und mit

$$e^* = f(S^*). \quad (5.7)$$

e^* berechnet sich aus

$$e^* = \frac{S^*}{E} + \left(\frac{S^*}{K} \right)^{1/n} \quad (5.8)$$

mit

$$S^* = \frac{L}{L_p} \cdot \sigma_F = \frac{P_{betr}}{p_p} \cdot R_{p0,2} \quad (5.9)$$

Der vollplastische Grenzdruck p_p kann nach der analytischen Formel

$$p_p = \sigma_F \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \ln \left(\frac{R_a}{R_i} \right) \quad (5.10)$$

abgeschätzt werden und wurde für die untersuchten Werkstoffe in folgender Tabelle berechnet.

Werkstoff	EN-GJS-400-18	EN-GJS-500-7	EN-GJS-600-3
$\sigma_f = R_{p0,2}$ [MPa]	290,0	347,2	423,3
$p_p = L_p$ [MPa]	367,9	440,4	537,0

Bei der Erstbelastung mit dem Betriebsdruck wurde die einfache σ - ε -Kurve berücksichtigt. Die Vergleichsdehnungen können iterativ aus der Kerbnäherungsbeziehung über die RAMBERG-OSGOOD-Gleichung

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K'} \right)^{1/n'} \quad (5.11)$$

ermittelt werden. Für den weiteren Spannungs-Dehnungs-Pfad wurde dann die verdoppelte zyklische σ - ε -Kurve nach MASING, siehe Kapitel 2.1.10, mit

$$\varepsilon = \frac{\Delta\sigma}{E} + 2 \cdot \left(\frac{\Delta\sigma}{2K'} \right)^{1/n'} \quad (5.12)$$

zu Grunde gelegt. Damit ergibt sich je nach Betriebsdruck ein vollständiger Spannungs-Dehnungs-Pfad mit dazugehöriger Hysterese und Mittelspannung. Der Abgleich der Belastung mit der Beanspruchbarkeit des Werkstoffes aus der Dehnungs-Wöhlerlinie, gültig bei einem Spannungsverhältnis $R = -1$, erfolgte über den Mittelspannung berücksichtigenden Schädigungsparameter P_{SWT} nach SMITH-WATSON-TOPPER [28].

$$P_{SWT} = \sqrt{(\sigma_{v,a} + \sigma_{v,m}) \cdot \varepsilon_{v,a} \cdot E} \quad (5.13)$$

Nach Kapitel 2.1.4 müssen für den Abgleich der Belastung mit der zulässigen Werkstoffbeanspruchung noch die verschiedenen Größeneinflüsse berücksichtigt werden.

$$P_{SWT, Beanspruchung} \leq P_{SWT, Beanspruchbarkeit} \cdot n_{ges} \quad (5.14)$$

mit

$$n_{ges} = \sqrt{n_{\chi}^2 \cdot n_{st}^2 - 1 + F_O^2} \quad (5.15)$$

Der spannungsmechanische Größeneinfluss n_{χ} , siehe Kapitel 2.1.5, wurde über die jeweilige Werkstoffzugfestigkeit R_m und dem Spannungsgradienten χ an der Kerbe nach Kapitel 4.2 (Bild 4.6 und Bild 4.7) aus dem Diagramm nach Bild 2.8 bestimmt. Für die untersuchten Werkstoffe und Kantenzustände an der Bohrungsverschneidung ergaben sich folgende Werte:

Werkstoff	EN-GJS-400-18		EN-GJS-500-7	EN-GJS-600-3	
	scharfkantig	verrundet	scharfkantig	scharfkantig	verrundet
Kerbformzahl K_t [-]	5,54	5,03	5,54	5,54	5,03
χ [mm^{-1}]	1,25	1,67	1,25	1,25	1,67
n_{χ} [-]	1,69	1,76	1,64	1,60	1,64

Der oberflächentechnische Größeneinfluss F_O , siehe Kapitel 2.1.6, berücksichtigt die Abweichung des Oberflächenzustandes der realen Bauteilprobe zur feinbearbeiteten Zugprobe. Für die feingedrehten Werkstoffzugproben wurden am Prüfquerschnitt gemittelte Rautiefen von $R_z = 2,69 \mu\text{m}$ bis $9,49 \mu\text{m}$ ermittelt. Daraus könnten aus Bild 2.9 die Rauheitsfaktoren F_O unter Berücksichtigung der Zugfestigkeit ermittelt werden. Die metallographischen Untersuchungen in Kapitel 3.3 belegen aber, das für die Werkstoffgruppe Kugelgraphitguss EN-GJS bekannte Werkstoffgefüge mit eingelagerten globularen Graphitkörnern bis zu einer Größenordnung von $50 \mu\text{m}$. In diesem Fall wird nach Kapitel 2.1.6 über eine werkstoffstrukturspezifische Minimalrauheit R_{z0} die Grenze der wirksamen Oberflächenrauheiten über

$$F_O = \frac{\bar{F}_O(R_z)}{\bar{F}_O(R_{z_0})} \leq 1 \quad (5.16)$$

abgeschätzt. Durch die Bearbeitung der Druckkanäle an den Bauteilproben und teilweise anschließendem ECM-Verrunden der Verschneidungskanten, sind in jedem Fall durch die nichtmetallischen Graphiteinschlüsse strukturbedingte Oberflächenrauheiten vorhanden, welche die zerspannungstechnisch erzeugten Rautiefen übersteigen. Damit kann der oberflächentechnische Größeneinfluss vernachlässigt werden, bzw. der Oberflächenbeiwert F_O wird zu 1.

Der statistische Größeneinfluss n_{st} , siehe Kapitel 2.1.4, konnte aufgrund der fehlenden Spannungsintegrale I_k an der Kerbe für die scharfe und verrundete 90°-Bohrungsverschneidung nicht berechnet werden.

Zusammengefasst ergaben sich nach Gleichung 5.9 für die verschiedenen Bauteilproben folgende Gesamt-Größeneinflüsse n_{ges} , welche hier lediglich durch den spannungsmechanischen Größeneinfluss bestimmt wurden.

Werkstoff	EN-GJS-400-18		EN-GJS-500-7	EN-GJS-600-3	
	scharfkantig	verrundet	scharfkantig	scharfkantig	verrundet
Kerbformzahl K_f [-]	5,54	5,03	5,54	5,54	5,03
n_{ges} [-]	1,69	1,76	1,64	1,60	1,64

Die Beanspruchbarkeit der Werkstoffe ist durch die Schädigungsparameter-Wöhlerlinie gegeben. Diese kann über die Schwingspielzahl mit den MANSON-COFFIN-MORROW-Parametern aus der Dehnungs-Wöhlerlinie ausgedrückt werden, siehe Kapitel 2.1.9.

$$P_{SWT} = P_I = \sqrt{\sigma'_f{}^2 \cdot (2N)^{2b} + \varepsilon'_f \cdot E \cdot \sigma'_f \cdot (2N)^{b+c}} \quad (5.17)$$

EN-GJS-400-18

Bild 5.3 zeigt die Schädigungsparameter-Wöhlerlinie für den Werkstoff EN-GJS-400-18, ermittelt aus den dehnungskontrollierten Zugversuchen aus Kapitel 3.1.2. Es sei angemerkt, dass diese für das ungekerbte Bauteil gilt und daher von der Kerbschärfe unabhängig ist. Ab einer, der Werkstoffwechselfestigkeit σ_{zdw} entsprechenden Schwingspielzahl von $3,47 \cdot 10^7$ wurde zusätzlich ein horizontaler Verlauf für den Bereich der Dauerfestigkeit angegeben.

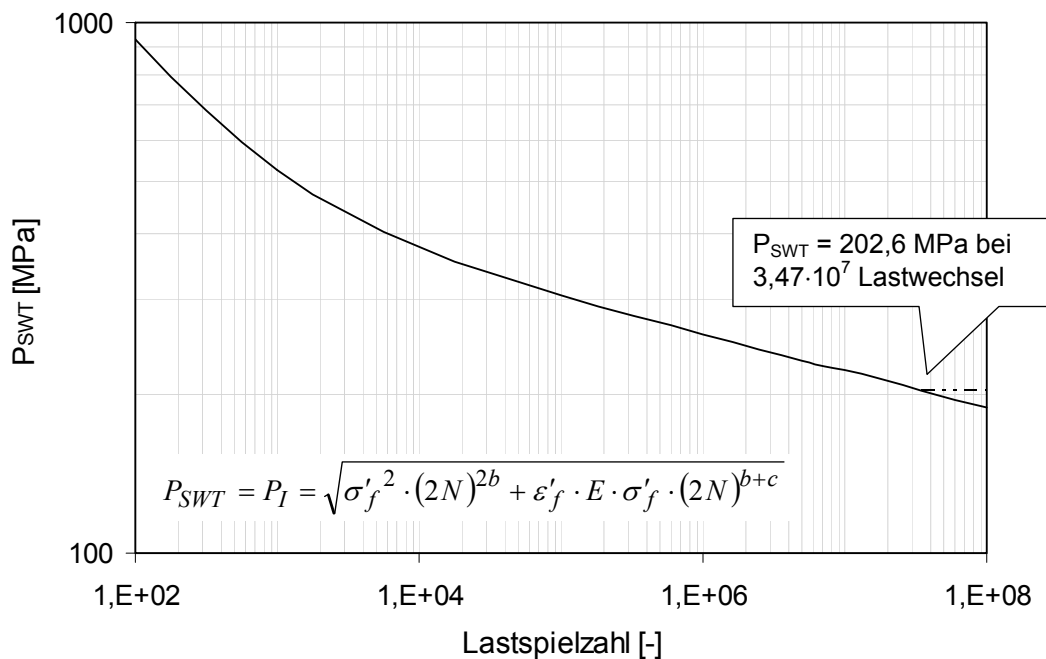


Bild 5.3: Schädigungsparameter-Wöhlerlinie für den Werkstoff EN-GJS-400-18

Durch Gleichsetzung der Beanspruchbarkeit und Belastbarkeit wurden unter Berücksichtigung des Größeneinflusses die, von der Lastspielzahl abhängigen, maximalen ertragbaren Druckschwingweiten für die scharfkantige und ECM-verrundete Bauteilprobe berechnet.

Bild 5.4 zeigt die berechneten maximalen Druckschwingweiten im Vergleich zu den Versuchsergebnissen aus dem Innendruckschwell-Einstufenversuch nach Kapitel 3.2.4. Hierbei ging der Größeneinfluss $n_{ges} = 1,69$ für die scharfkantige und $n_{ges} = 1,76$ für die verrundete Bauteilprobe mit ein.

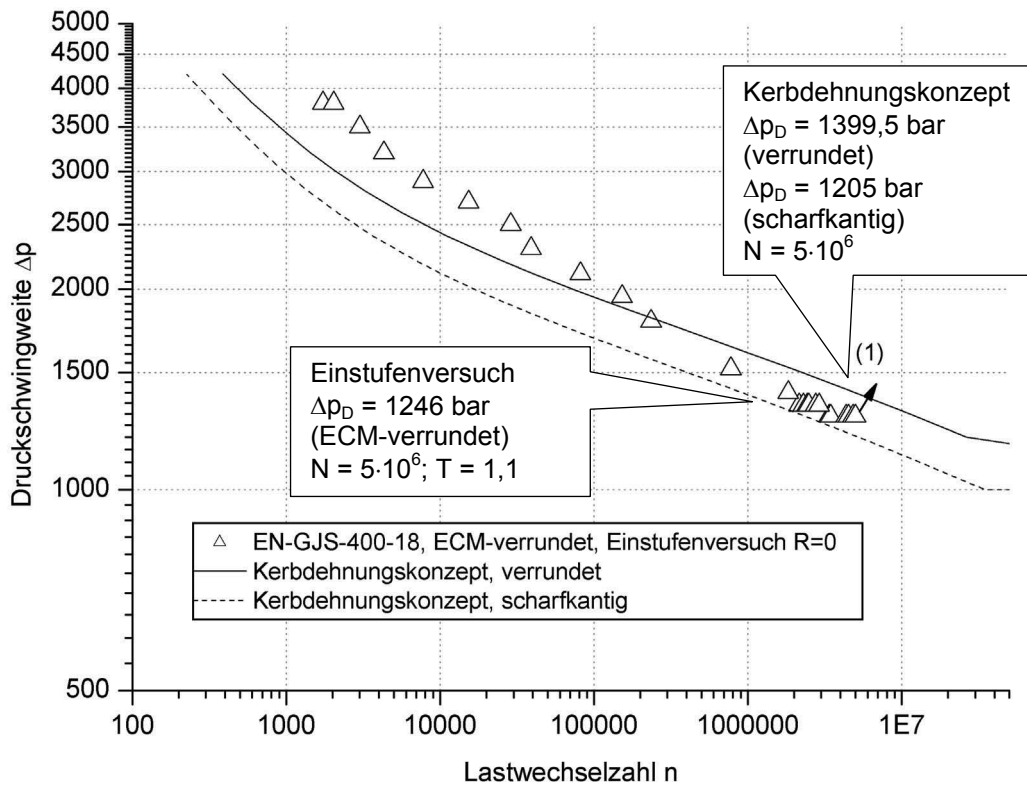


Bild 5.4: Bauteil-Wöhlerlinien für die Werkstoffprobe mit 90°-Bohrungsverschneidung aus EN-GJS-400-18, Vergleich berechnete Wöhlerlinie zu experimentellen Ergebnissen aus dem Einstufenversuch $R \cong 0$

EN-GJS-500-7

In Bild 5.5 ist die Schädigungsparameter-Wöhlerlinie für den Werkstoff EN-GJS-500-7, mit einem horizontalen Verlauf ab $1,05 \cdot 10^7$ Lastwechseln, entsprechend der Werkstoff-Wechselfestigkeit, dargestellt.

Mit dem Größeneinfluss $n_{ges} = 1,64$ für das scharfkantige Bauteil, kann analog EN-GJS-400-18 die Bauteil-Wöhlerlinie für die Probe aus EN-GJS-500-7 berechnet werden. Die Berechnungsergebnisse im Vergleich zu den experimentellen Ergebnissen zeigt Bild 5.6.

5. Berechnung der Bauteil-Wöhlerlinien

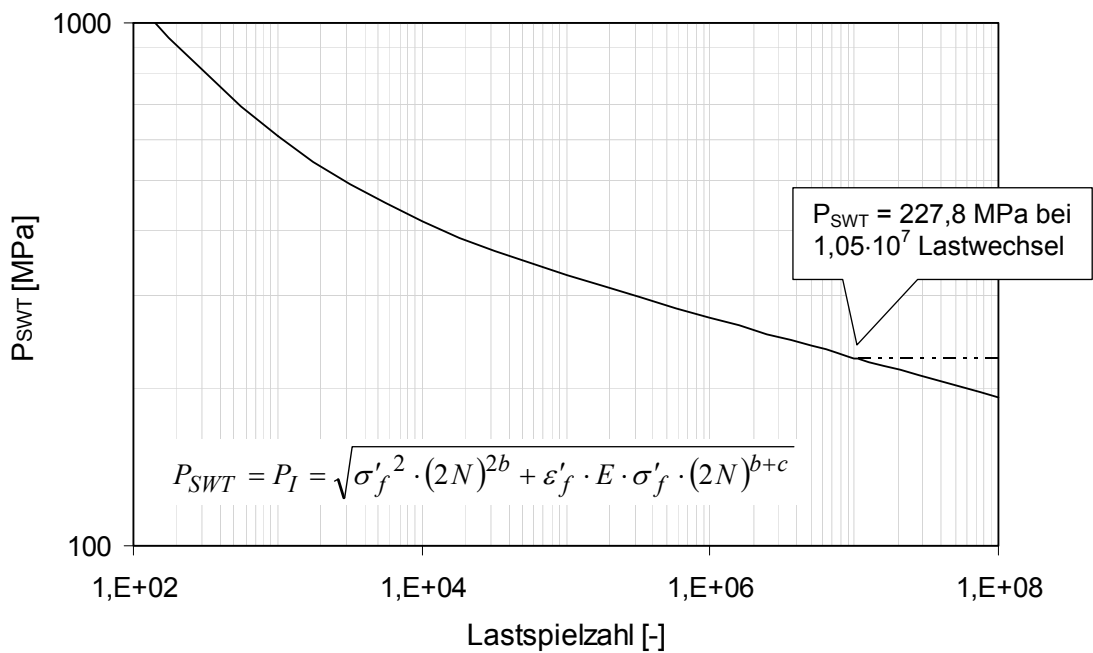


Bild 5.5: Schädigungsparameter-Wöhlerlinie für den Werkstoff EN-GJS-500-7

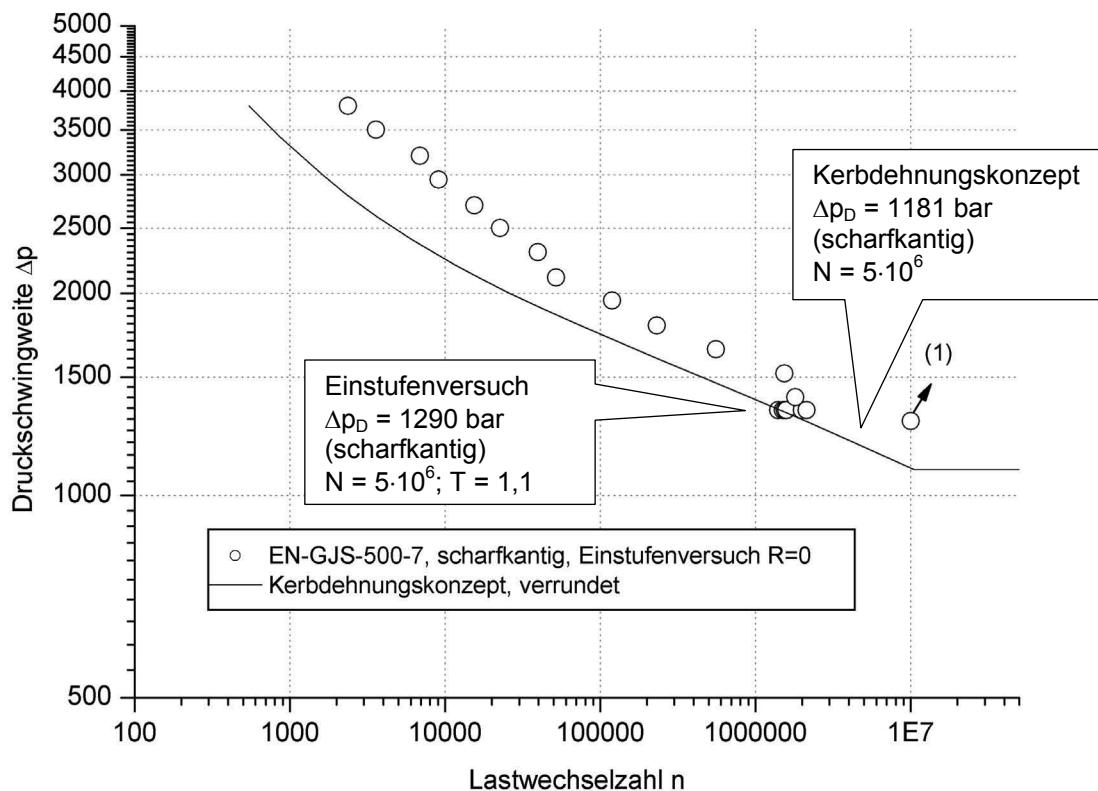


Bild 5.6: Bauteil-Wöhlerlinie für die Werkstoffprobe mit 90°-Bohrungsverschneidung aus EN-GJS-500-7, Vergleich berechnete Wöhlerlinie zu experimentellen Ergebnissen aus dem Einstufenversuch $R \cong 0$

EN-GJS-600-3

Bild 5.7 zeigt die Werkstoff-Schädigungsparameter-Wöhlerlinie, berechnet aus der Dehnungs-Wöhlerlinie für den Werkstoff EN-GJS-600-3. Der horizontale Verlauf für eine Beanspruchung kleiner als die Werkstoff-Wechselfestigkeit, beginnt hier nach $3,12 \cdot 10^7$ Lastwechseln.

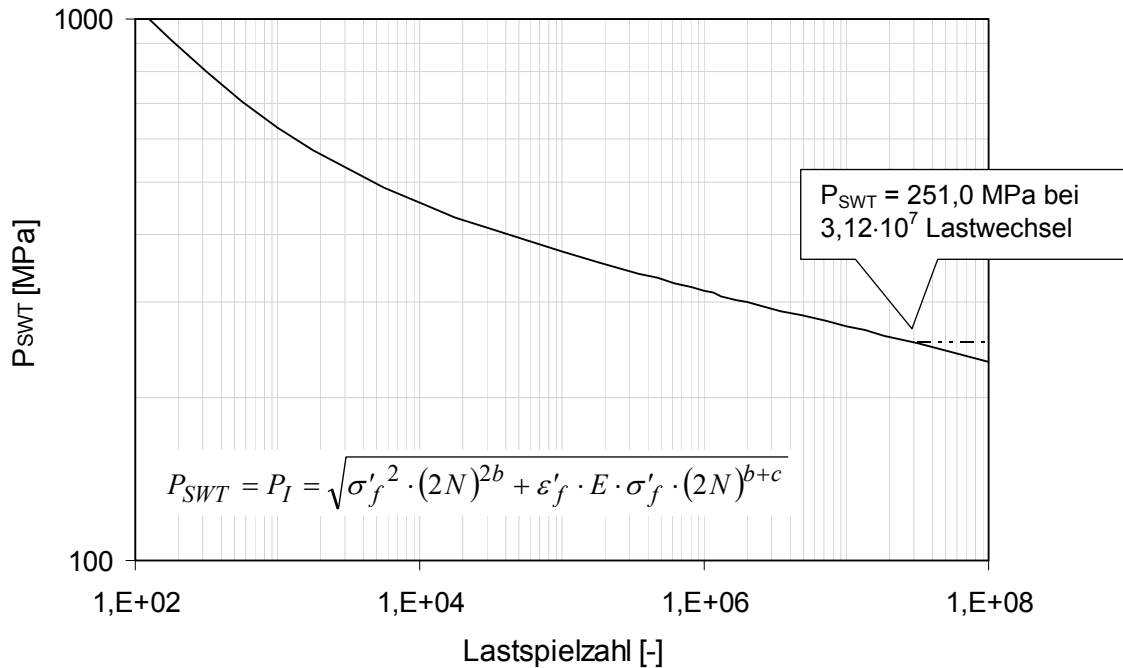


Bild 5.7: Schädigungsparameter-Wöhlerlinie für den Werkstoff EN-GJS-600-3

Mit dem Gesamt-Größeneinfluss $n_{ges} = 1,60$ gültig für die scharfkantige Bauteilprobe und $n_{ges} = 1,64$ für die verrundete Probe, ergibt sich nach Bild 5.8 die berechnete Bauteil-Wöhlerlinie im Vergleich zu den Versuchsergebnissen.

5. Berechnung der Bauteil-Wöhlerlinien

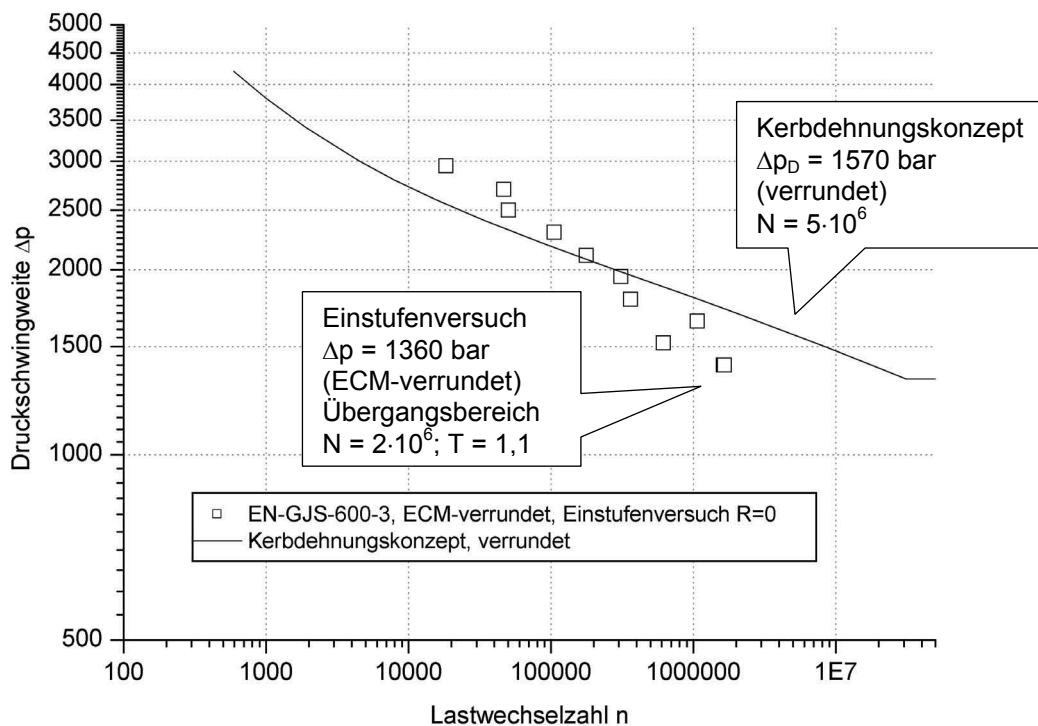


Bild 5.8: Bauteil-Wöhlerlinie für die Werkstoffprobe mit 90° -Bohrungsverschneidung aus EN-GJS-600-3, Vergleich berechnete Wöhlerlinie zu experimentellen Ergebnissen aus dem Einstufenversuch $R \cong 0$

5.1.2 Anriss-Wöhlerlinien für Bauteile mit Autofrettage

In diesem Kapitel wurden die Anriss-Lastspielzahlen von autofrettierten Bauteilproben mit einer 90° -Bohrungs-Verschneidung über das Kerb-Dehnungs-Konzept berechnet. Gemäß Autofrettage I [1], wurde hierzu der Spannungs-Dehnungs-Pfad an der Kerbe für den Erstbelastungsfall unter Autofrettagedruck, die Erstentlastung und die anschließende Betriebsbelastung separat ermittelt.

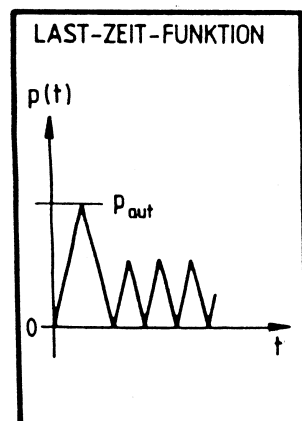


Bild 5.9: Schematischer Last-Zeit-Verlauf bei autofrettierten Bauteilen

Die Autofrettagedrücke sind in der Regel so hoch, dass auch im Nennquerschnitt eine plastische Verformung auftritt. Deshalb wurden auch hier zur Berechnung der örtlichen VON MISES Vergleichsspannungen σ_v und Vergleichsdehnungen ε_v , die erweiterte Kernnäherungsbeziehung nach NEUBER [16] verwendet, siehe Kapitel 2.1.7. Nach Kapitel 5.1.1 gelten wieder die Gleichungen 5.3 - 5.9.

Den einzelnen Belastungsschritten liegen jedoch verschiedene Verfestigungskoeffizienten K und Verfestigungsexponenten n zu Grunde. In der nachfolgenden Tabelle sind nochmals die experimentell ermittelten RAMBERG-OSGOOD-Parameter gelistet. Dabei gilt K und n für die Erstbelastung, K'' und n'' für die Erstenlastung und K' und n' für die anschließende zyklische Betriebsbelastung.

Werkstoff	EN-GJS-400-18	EN-GJS-500-7	EN-GJS-600-3
E-Modul [MPa]	169.000	169.000	174.000
Erstbelastung Autofrettagedruck			
K [MPa]	560,0	855,0	1160,0
n [-]	0,12	0,16	0,19
Erst-Entlastung vom Autofrettagedruck			
K'' [MPa]	685	883,8	1310,0
n'' [-]	0,11	0,13	0,17
Betriebsbelastung			
K' [MPa]	770,3	883,8	924,9
n' [-]	0,097	0,107	0,100

Für die Bauteilproben aus den verschiedenen Gusswerkstoffen EN-GJS-400-18, EN-GJS-500-7 und EN-GJS-600-3 wurden unterschiedliche Autofrettagedrücke zur optimalen Auslastung der Materialfestigkeit ermittelt, siehe Kapitel 3.2.3. Diese sind zusammen mit den geltenden Fließspannungen σ_F bzw. $R_{p0,2}$ und den vollplastischen Grenzlaster L_p der jeweiligen Bauteilproben in der nachstehenden Tabelle zusammengefasst.

Werkstoff	EN-GJS-400-18	EN-GJS-500-7	EN-GJS-600-3
Autofrettagedruck p_{aut} [MPa]	385	455	535
$R_{p0,2}$ [MPa]	290,0	347,2	423,3
L_p [MPa]	367,9	440,4	537,0

Mit den RAMBERG-OSGOOD-Parametern, den Werkfestigkeiten und den Grenzlasten konnten nun mit den jeweiligen Autofrettagedrücken die einzelnen Spannungs-Dehnungs-Pfade an der Bauteilkerbe bestimmt werden.

EN-GJS-400-18

Für die Erstbelastung mit dem Autofrettagedruck $p_{aut} = 3850$ bar ergibt sich nach der erweiterten Kerbnäherungsbeziehung nach NEUBER an der verrundeten Kerbe eine örtliche Vergleichs-Gesamtdehnung $\varepsilon_v = 21,0\%$. Bild 4.10 zeigt in doppelt logarithmischer Darstellung eine sehr gute Übereinstimmung der örtlichen Vergleichsdehnungen aus der Fließkurve nach NEUBER mit den Ergebnissen aus der elastisch-plastischen Finite Elemente Rechnung nach Kapitel 4.3.

Von dem, bei der Erstbelastung erreichtem Spannung-Dehnungs-Zustand, folgt dann die Entlastung auf die Last $p = 0$ bar. Nach Kapitel 2.1.10 geht das MASING-Modell [25] von einer Verdoppelung der Spannungs-Dehnungs-Kurve aus. Dieses lässt sich in der modifizierten RAMBERG-OSGOOD Gleichung

$$\varepsilon = \frac{\Delta\sigma}{E} + 2 \cdot \left(\frac{\Delta\sigma}{2K''} \right)^{1/n''} \quad (5.18)$$

beschreiben. An der Kerbe tritt nun ein Stauchen auf eine neue Vergleichsdehnung $\varepsilon_{v,eig}$ ein. Die verbleibende Vergleichsspannung wird negativ und beschreibt eine Vergleichs-Eigenstressung $\sigma_{v,eig}$ nach dem Autofrettagevorgang.

Die Wiederbelastung mit dem Betriebsdruck p_{betr} erfolgt nach den Parametern K' und n' , abgeleitet aus der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve, ebenfalls unter Berücksichtigung der MASING-Hypothese mit verdoppelter Hysterese.

$$\varepsilon = \frac{\Delta\sigma}{E} + 2 \cdot \left(\frac{\Delta\sigma}{2K'} \right)^{1/n'} \quad (5.19)$$

Bild 5.10 zeigt den gesamten Spannungs-Dehnungs-Pfad mit den örtlichen VON MISES Vergleichsspannungen σ_v und Vergleichsdehnungen ε_v der scharfkantigen Bauteilproben aus EN-GJS-400-18, Bild 5.11 den Spannungs-Dehnungspfad der verrundeten Proben.

Nach der Entlastung vom Autofrettagedruck ergeben sich für die scharfkantigen Proben eine Vergleichseigenspannung von $\sigma_{v,eig} = -378,5$ MPa, bei den verrundeten Proben von $\sigma_{v,eig} = -369,6$ MPa (Die Vergleichsspannungen sind hier mit negativen Vorzeichen behaftet, da es sich um Eigenspannungen handelt).

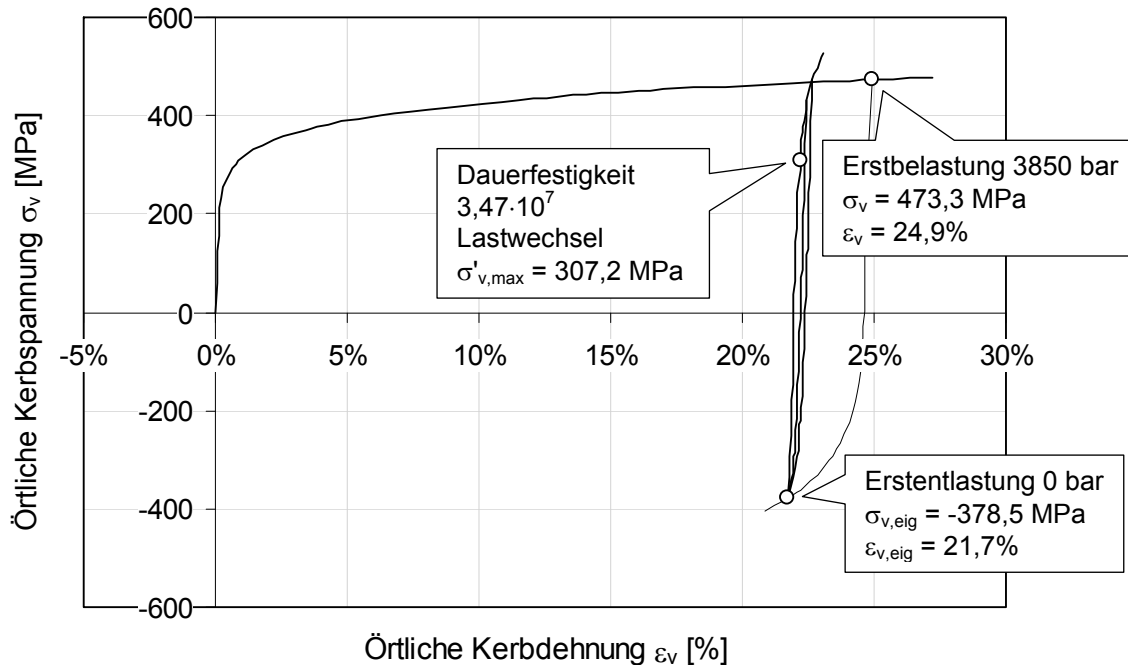


Bild 5.10: Berechneter Spannungs-Dehnungs-Pfad an der Kerbe am scharfkantigen Bauteil EN-GJS-400-18

Bei der Wiederbelastung wird angenommen, dass der Spannungs-Dehnungs-Pfad der verdoppelten zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve folgt. Aus den summierten örtlichen Spannungen σ'_v und Dehnungen ε'_v an der Kerbe können durch Gleichsetzung mit der werkstoffabhängigen Schädigungsparameterlinie, siehe Bild 5.3, und unter Berücksichtigung des Gesamt-Größeneinflusses, im vorliegenden Fall mit dem Spannungsgradient an der Kerbe, die maximal ertragbaren Lastspielzahlen berechnet werden. Für die 90°-Kreuzbohrungsproben gilt für den scharfkantigen Zustand wieder der Größeneinfluss $n_{ges} = 1,69$ und für den verrundeten Zustand $n_{ges} = 1,76$.

Bild 5.12 zeigt das Ergebnis der berechneten Anriss-Bauteil-Wöhlerlinie für die Proben aus EN-GJS-400-18 im Vergleich zu den experimentellen Bruchlastspielzahlen aus dem Einstufenversuch aus Kapitel 3.2.4.

5. Berechnung der Bauteil-Wöhlerlinien

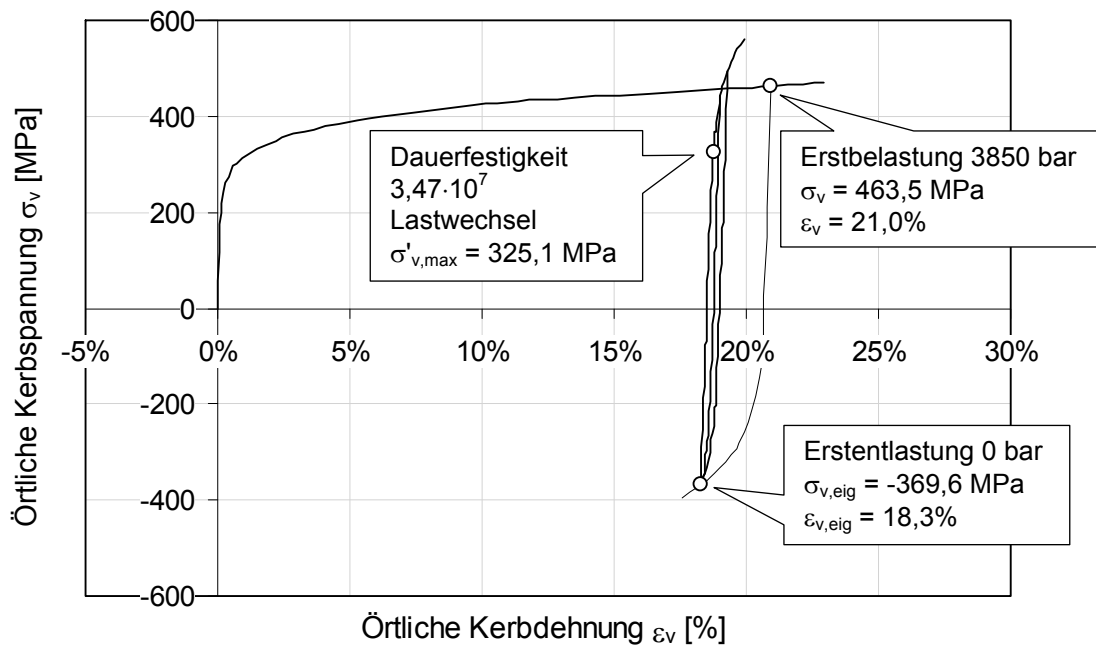


Bild 5.11: Berechneter Spannungs-Dehnungs-Pfad an der Kerbe am verrundeten Bauteil EN-GJS-400-18

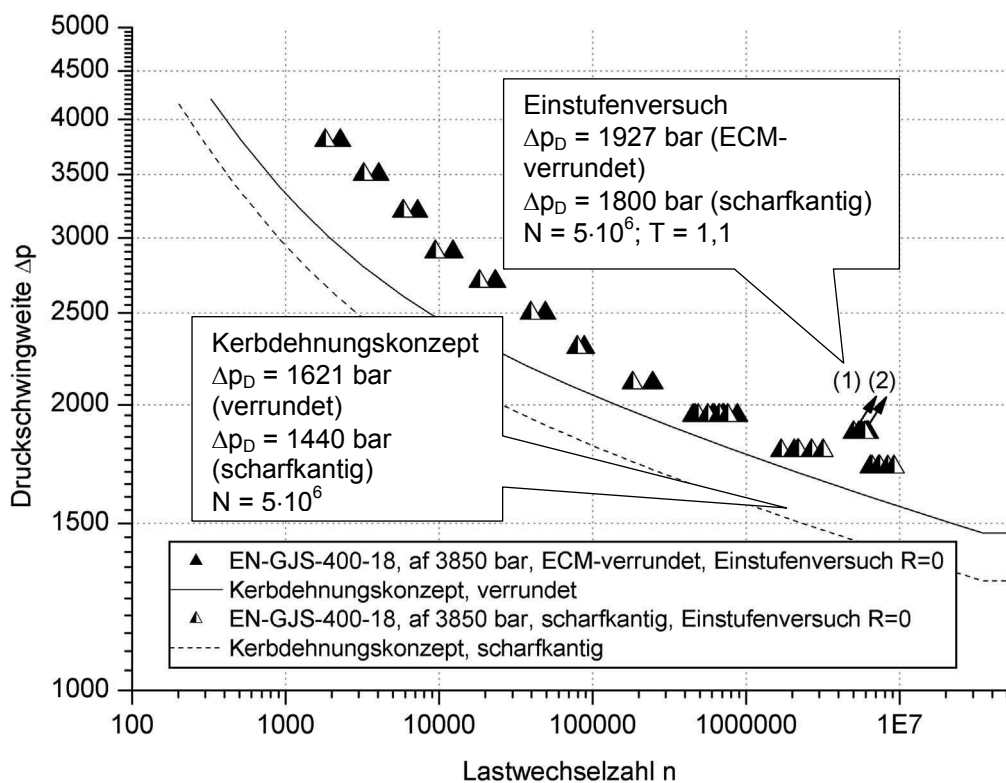


Bild 5.12: Anriss-Wöhlerlinie am Bauteil EN-GJS-400-18 nach Kerbdehnungskonzept im Vergleich zur Bruch-Wöhlerlinie aus dem Einstufenversuch $R \approx 0$

EN-GJS-500-7

Der Autofrettagedruck bei den Proben aus EN-GJS-500-7 wurde auf 4550 bar festgelegt, siehe Kapitel 3.2.3. Bei dieser Belastung im Materialneuzustand können mit den RAMBERG-OSGOOD-Parametern der statischen Zugkurve und der erweiterten Kerbnäherungsbeziehung nach NEUBER wieder die örtlichen Spannungen σ_v und Dehnungen ε_v in der Kerbe unter dem Autofrettagedruck berechnet werden. Der Kerbgrund erfährt hier eine maximale Gesamt-Vergleichsdehnung von $\varepsilon_v = 17,8\%$ mit elastischem und plastischem Anteil. Die Ergebnisse aus der elastisch-plastischen Finite-Elemente-Methode Berechnung, siehe Bild 4.11, bestätigen diese Werte. Für die Bauteilproben aus EN-GJS-500-7 wurde ausschließlich der scharfkantige Kantenzustand betrachtet.

Der gesamte Spannungs-Dehnungs-Pfad für Erstbelastung mit dem Autofrettagedruck, der Erstentlastung und der zyklischen Wiederbelastung mit dem Betriebsdruck ist in Bild 5.13 dargestellt. Die Vergleichseigenspannung an der Kerbe nach der Entlastung vom Autofrettagedruck berechnet sich zu $\sigma_{v,eig} = -380,3 \text{ MPa}$.

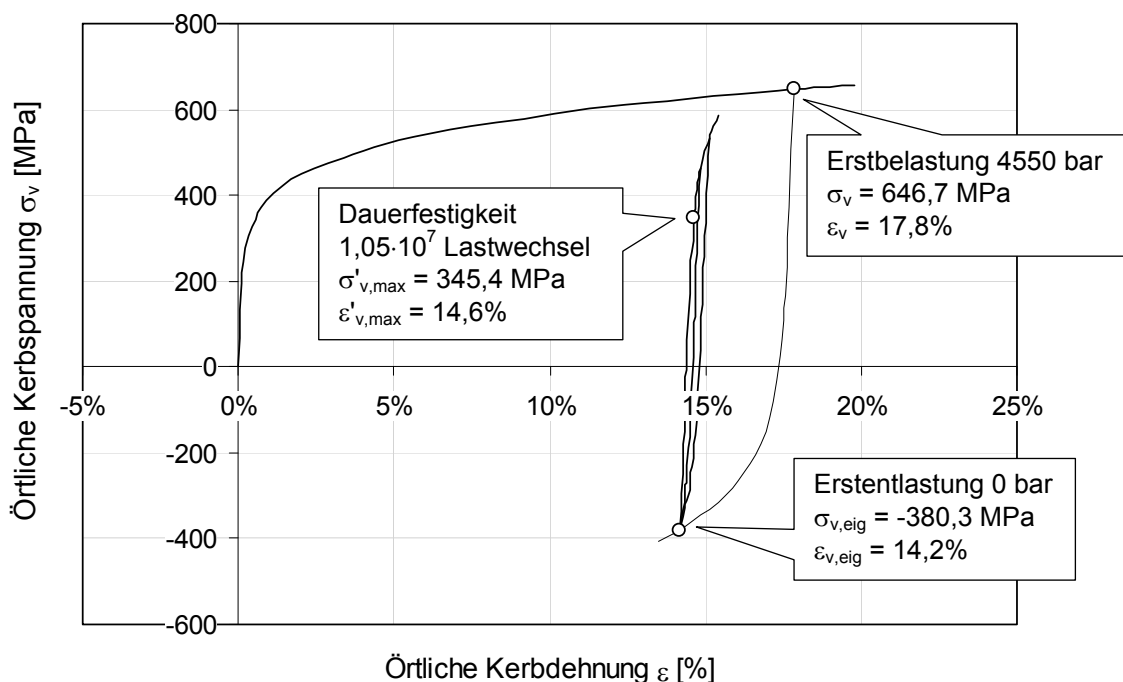


Bild 5.13: Berechneter Spannungs-Dehnungs-Pfad an der Kerbe am scharfkantigen Bauteil EN-GJS-500-7

Über die Schädigungs-Wöhlerlinie nach Bild 5.5, und dem Größeneinfluss $n_{ges} = 1,64$ für das Bauteil kann die Anriss-Bauteil-Wöhlerlinie für die Bauteilproben aus EN-GJS-500-7 ermittelt werden, siehe Bild 5.14.

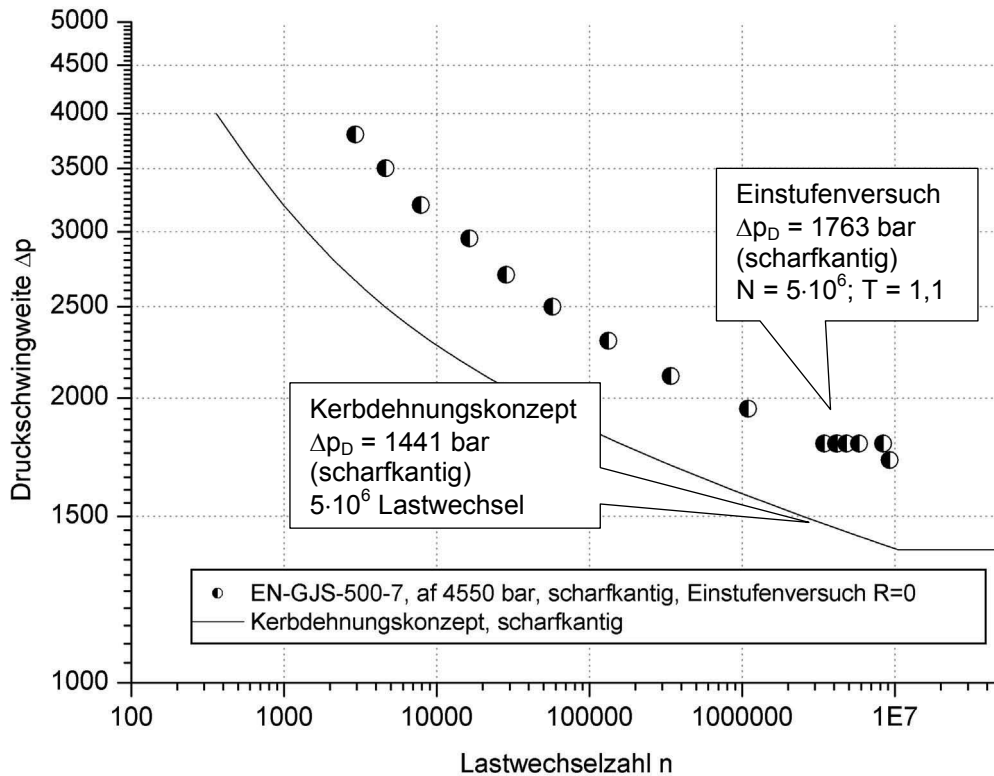


Bild 5.14: Anriss-Wöhlerlinie am Bauteil EN-GJS-500-7 nach Kerbdehnungskonzept im Vergleich zur Bruch-Wöhlerlinie aus dem Einstufenversuch $R \cong 0$

Spannungs-Dehnungs-Pfad EN-GJS-600-3

Bei den Proben aus EN-GJS-600-3 wurden die Kerbgrundvarianten scharfkantig und verrundet betrachtet. Der Autofrettagedruck in Abhängigkeit von der vollplastischen Grenzlast ergab nach Kapitel 3.2.3, 5350 bar. Mit der erweiterten NEUBER Formel kann gemäß Bild 4.12 wieder die Fließkurve bestimmt werden. Die maximale Gesamt-Vergleichsdehnung an der scharfkantigen Kerbe beträgt bei Autofrettage $\varepsilon_v = 18,2\%$, bei der verrundeten Kerbe $\varepsilon_v = 15,5\%$.

In Anlehnung an die Vorgehensweise bei den zuvor beschriebenen Werkstoffvarianten kann wieder mit den verschiedenen RAMBERG-OSGOOD-Parametern der vollständige Spannungs-Dehnungs-Pfad ermittelt werden, Bild 5.15 und Bild 5.16.

5. Berechnung der Bauteil-Wöhlerlinien

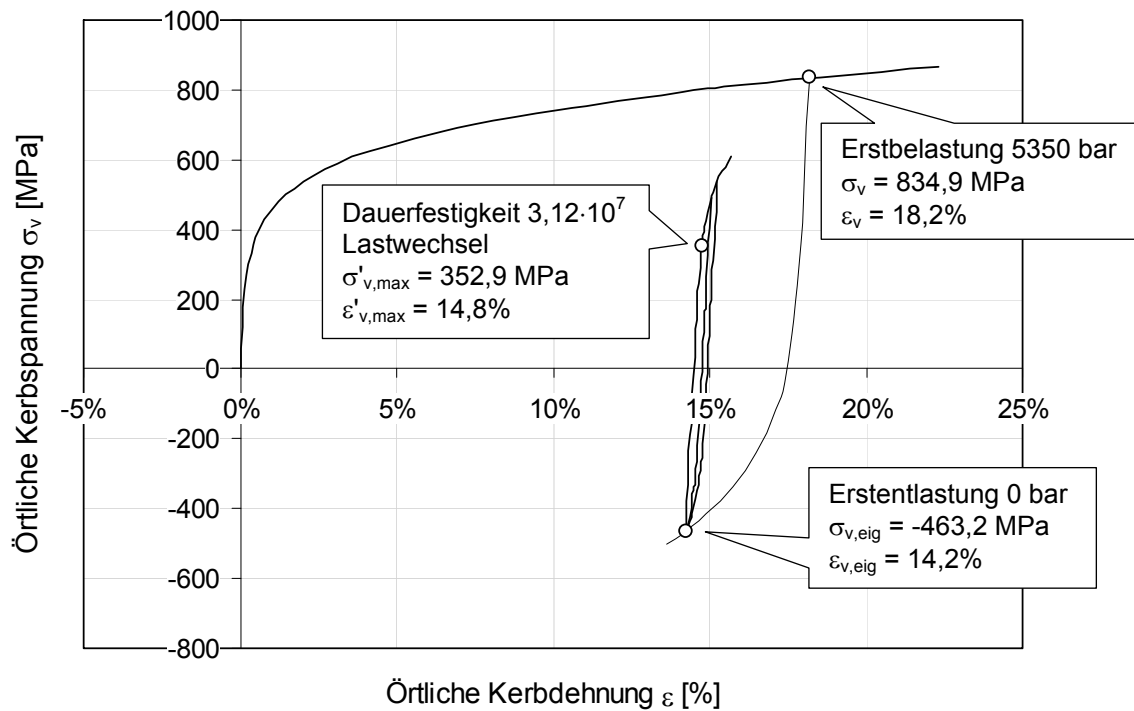


Bild 5.15: Berechneter Spannungs-Dehnungs-Pfad an der Kerbe am scharfkantigen Bauteil EN-GJS-600-3

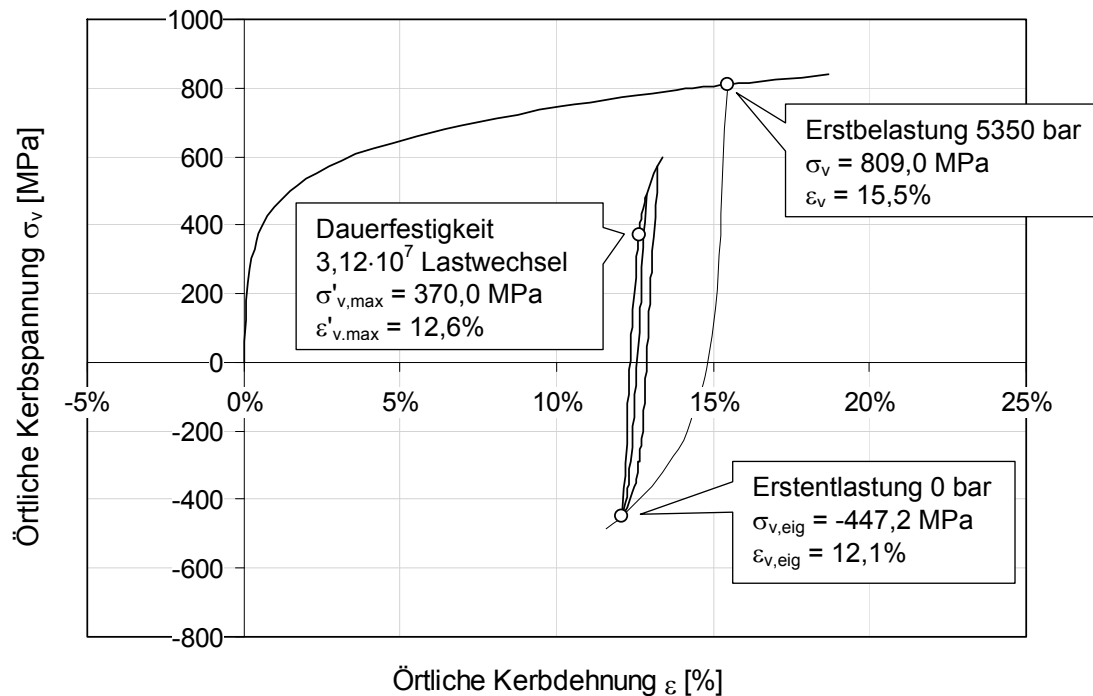


Bild 5.16: Berechneter Spannungs-Dehnungs-Pfad an der Kerbe am verrundeten Bauteil EN-GJS-600-3

Bild 5.17 zeigt die beiden berechneten Anriss-Wöhlerlinien für EN-GJS-600-3 im Vergleich zu den Bruchergebnissen aus dem Innendruckschwellversuch nach Kapitel 3.2.4. Der Größeneinfluss für das scharfkantige Bauteil beträgt $n_{ges} = 1,60$, für das verrundete Bauteil $n_{ges} = 1,64$.

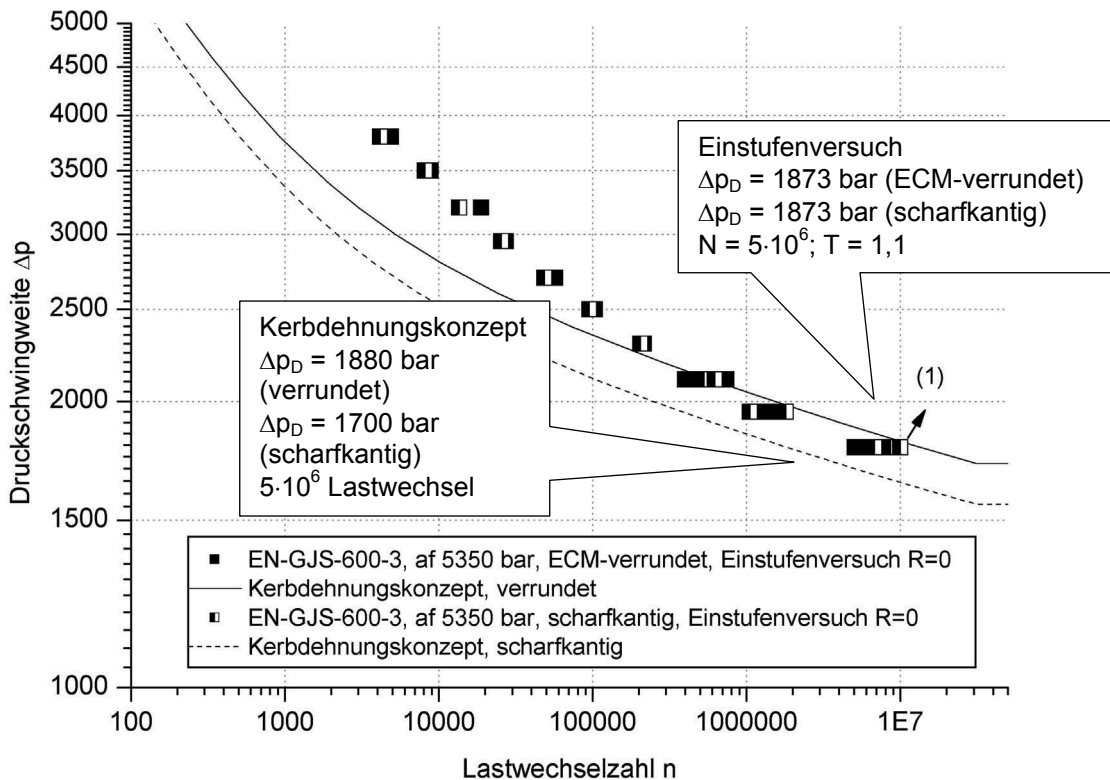


Bild 5.17: Anriss-Wöhlerlinie am Bauteil EN-GJS-600-3 nach Kerbdehnungskonzept im Vergleich zur Bruch-Wöhlerlinie aus dem Einstufenversuch $R \cong 0$

5.1.3 Anriss-Wöhlerlinien bei Belastung mit Spannungsverhältnis $R = 0,5$

Nach Kapitel 3.2.4 wurden neben den Innendruckschwell-Einstufenversuchen bei einem Spannungsverhältnis $R \cong 0$ auch Druckschwellversuche unter einem Spannungsverhältnis $R = 0,5$ durchgeführt. Da das Kerbdehnungskonzept den gesamten Lastpfad am Bauteil berücksichtigt, können mit diesem Berechnungskonzept auch die Anriss-Wöhlerlinien unter einer veränderten Mittelspannung berechnet werden. Die Berechnungsschritte für das nicht autofrettierte und autofrettierte Bauteil sind mit denen, aus den Kapiteln 5.1.1 und 5.1.2 identisch. Für die Betriebsbelastung muss jedoch eine einmalige Belastung auf einen Lastmaximalwert und eine anschließende zyklische Belastung mit einer halben Druckschwingweite berücksichtigt werden.

5. Berechnung der Bauteil-Wöhlerlinien

Bild 5.18 zeigt die berechneten Ergebnisse für die Bauteilproben aus EN-GJS-400-18 im Vergleich zu den Versuchsergebnissen aus Kapitel 3.2.4.1. Bild 5.19 analog für EN-GJS-600-3 mit den Versuchsergebnissen aus Kapitel 3.2.4.3.

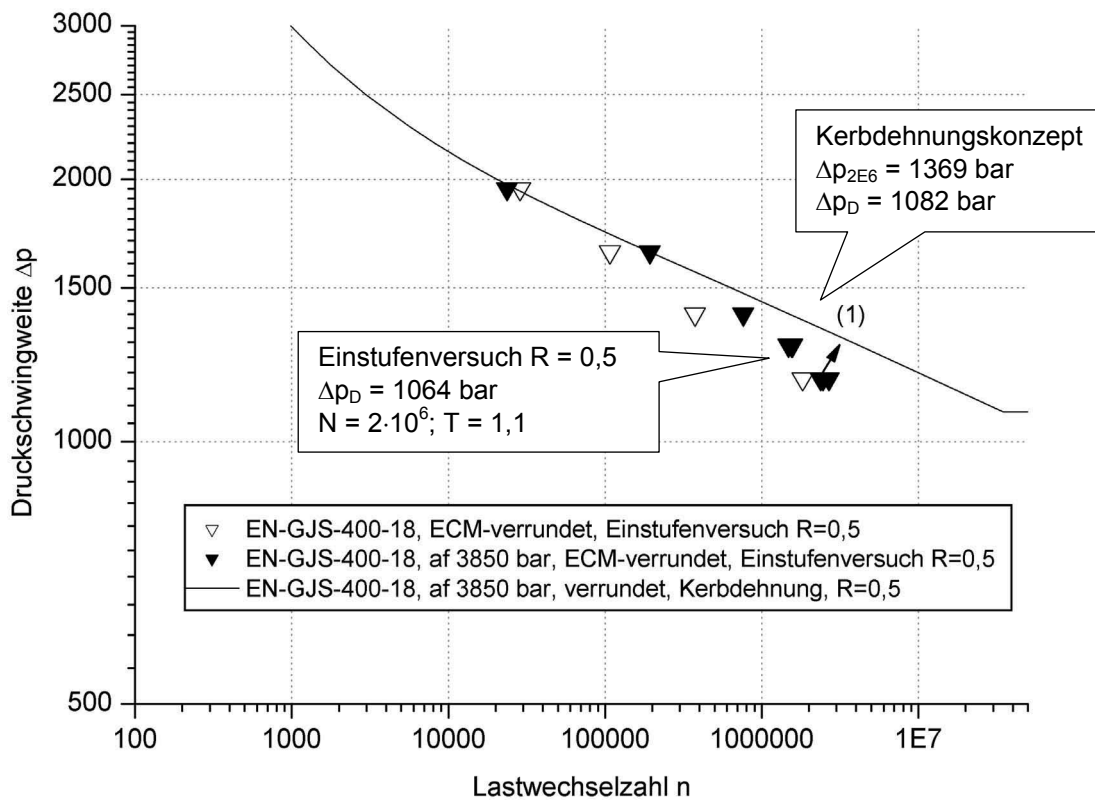


Bild 5.18: Anriss-Wöhlerlinie am Bauteil EN-GJS-400-18 autofrettiert, nach Kerbdehnungskonzept im Vergleich zur Bruch-Wöhlerlinie aus dem Einstufenversuch $R = 0,5$

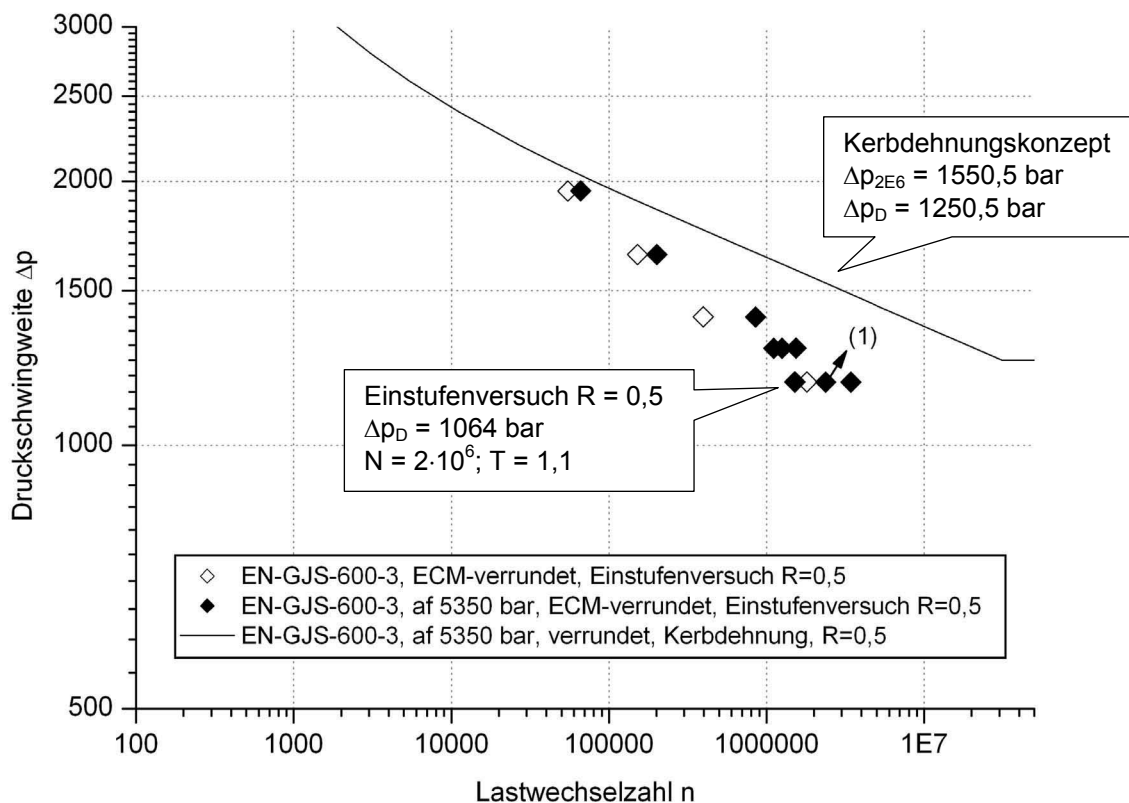


Bild 5.19: Anriss-Wöhlerlinie am Bauteil EN-GJS-600-3 autofrettiert nach Kerbdehnungskonzept im Vergleich zur Bruch-Wöhlerlinie aus dem Einstufenversuch $R = 0,5$

5.2 Berechnung der Synthetischen Wöhlerlinien nach SWL1999

In diesem Abschnitt werden die Bruch-Wöhlerlinien mit Hilfe des Berechnungskonzepts Synthetische Wöhlerlinien SWL1999 [7] bestimmt. Die Grundlagen der Synthetischen Wöhlerlinien wurden in Kapitel 2.3 beschrieben. Das Berechnungsverfahren basiert auf dem Kerbspannungskonzept und verwendet als Berechnungsparameter die Werkstofffestigkeiten, Werkstoffwechseldauerfestigkeit und die elastische sowie die vollplastische Kerbformzahl.

5.2.1 Bruch-Wöhlerlinien für Bauteile ohne Autofrettage

Es wurden die Bruch-Wöhlerlinien für folgende Bauteilvarianten aus den verschiedenen Werkstoffen berechnet und den Versuchsergebnissen aus den Innendruckschwell-Einstufenversuchen gegenübergestellt:

5. Berechnung der Bauteil-Wöhlerlinien

- EN-GJS-400-18 ECM verrundet, nicht autofrettiert
- EN-GJS-500-7 scharfkantig, nicht autofrettiert
- EN-GJS-600-3 ECM verrundet, nicht autofrettiert.

Zusätzlich wurde für den EN-GJS-400-18 die nicht getestete Variante EN-GJS-400-18 parallel mitberechnet, um den direkten Vergleich des Verrundungseinflusses mitzubestimmen.

Als Werkstoff-Eingangsgrößen für das Berechnungsverfahren sind lediglich die Werkstoffkennwerte $R_{p0,2}$ und R_m notwendig.

Bauteilvariante	EN-GJS-400-18, scharfkantig	EN-GJS-400-18, verrundet (Kerbradius 0,5mm)	EN-GJS-500-7, scharfkantig	EN-GJS-600-3, verrundet (Kerbradius 0,5mm)
$R_{p0,2}$ [MPa]	290,0	290,0	347,2	423,3
R_m [MPa]	436,3	436,3	578,6	751,8

Der Einfluss der Geometrie und Bearbeitungsqualität der Bauteilproben ist durch die Kerbformzahl K_t , und die einzelnen Größeneinflüsse bestimmt. Diese beinhalten den spannungsmechanischen Größeneinfluss n_χ , den Oberflächeneinfluss F_O und den statistischen Größeneinfluss n_{st} .

Für das innendruck-beanspruchte Bauteil gilt nach der Nennspannungsdefinition mit Innendruck $p =$ Nennspannung S

$$\sigma_v = K_t \cdot p \quad (5.20)$$

Der spannungsmechanische Größeneinfluss n_χ wurde über den bezogenen Spannungsgradienten χ senkrecht zur Kerbe in das Bauteilinnere, über die elastische Finite-Elemente-Methode Berechnung in Kapitel 4.2 und dem Diagramm (Bild 2.9) nach der FKM-Richtlinie [9] ermittelt.

Bei der Bestimmung des oberflächentechnischen Einflusses F_O wurde gemäß Kapitel 5.1.1 verfahren. Dort wird aufgrund werkstoffbedingter Graphiteinschlüsse eine strukturelle Mindestrauheit berücksichtigt, wonach der Oberflächenbeiwert F_O für alle drei untersuchten Werkstoffe den Wert $F_O = 1$ einnimmt.

Nach Kapitel 2.3 wurde der statische Größeneinfluss n_{st} , aufgrund der noch nicht ausreichend verbreitet zur Verfügung stehenden statistischen Daten hier nicht berücksichtigt. Er könnte jedoch als n_{st} in den Gesamtgrößeneinfluss n_{ges} nach

$$n_{ges} = \sqrt{n_{\chi}^2 \cdot n_{st}^2 - 1 + F_O^2} \quad (5.21)$$

mit aufgenommen werden. In folgender Tabelle sind die Kerbformzahlen und die einzelnen Größeneinflüsse zusammengefasst.

Bauteilvariante	EN-GJS-400-18, scharfkantig	EN-GJS-400-18, verrundet (Kerbradius 0,5mm)	EN-GJS-500-7, scharfkantig	EN-GJS-600-3, verrundet (Kerbradius 0,5mm)
K_t [-]	5,54	5,03	5,54	5,03
χ [MPa/mm]	1,25	1,67	1,25	1,67
n_{χ} [-]	1,69	1,76	1,64	1,64
F_O [-]	1,0	1,0	1,0	1,0
n_{st} [-]	1,69	1,76	1,64	1,64

Aus den Werkstoff- und Geometrieingabegrößen werden die, für die Dauerfestigkeit ertragbaren Nennspannungsamplituden $S_{D,R=-1}$ berechnet. Dabei wurde gemäß SWL1999 die Zug-Druck-Wechseldauerfestigkeit σ_{zdw} des jeweiligen Werkstoffs berücksichtigt, welche sich nach Kapitel 2.3.2.1 bestimmen lässt mit

$$\sigma_{zdw} = 0,44 \cdot (R_{p0,2}) + 75 \quad (5.22)$$

Da bei dem Werkstoff EN-GJS-600-3 die Materialstreckgrenze größer als 400 N/mm² ist, wird hier für $R_{p0,2}$ der feste Wert 400 N/mm² berücksichtigt. Die für die Dauerfestigkeit bei $R = -1$ ertragbaren Nennspannungsamplituden $S_{D,R=-1}$ ergeben sich dann zu

$$S_{D,R=-1} \cdot K_t = \sigma_{D,R=-1} = \sigma_{zdw} \cdot n_{ges} \quad (5.23)$$

Bauteilvariante	EN-GJS-400-18, scharfkantig	EN-GJS-400-18, verrundet (Kerbradius 0,5mm)	EN-GJS-500-7, scharfkantig	EN-GJS-600-3, verrundet (Kerbradius 0,5mm)
σ_{zdw} [MPa]	202,6	202,6	227,8	251,0
$S_{D,R=-1}$ [MPa]	61,8	70,9	67,4	81,8

Für druckbeanspruchte Bauteile gilt eine reine Schwellbeanspruchung, d.h. die Belastung erfolgt bei einem Spannungsverhältnis $R \geq 0$. Zur Berücksichtigung einer Belastung mit veränderter Mittelspannung wird in dem Konzept Synthetische Wöhlerlinien SWL1999 [7] der Ansatz nach der FKM Richtlinie [5] übernommen. Hier wird der Mittelspannungseinfluss über die Mittelspannungsempfindlichkeit M in Abhängigkeit vom Spannungsverhältnis R berücksichtigt. Die Umrechnung von der Spannungsamplitude bei $R = -1$ in das Spannungsverhältnis $R = 0$ erfolgt über

$$\bar{F}_R = \frac{1}{1 + M \frac{1+R}{1-R}} \quad (5.24)$$

Die Mittelspannungsempfindlichkeit M wird berechnet nach

$$M = a_m \cdot 10^{-3} \cdot R_m + b_m \quad (5.25)$$

mit den Konstanten a_m und b_m für Kugelgraphitguss: $a_m = 0,35$; $b_m = 0,08$.

Daraus lassen sich die ertragbaren Amplituden S_D bei rein schwelender Belastung $R = 0$ berechnen.

$$S_D \cdot K_t = \sigma_D = K_t \cdot S_{D,R=-1} \cdot F_R \quad (5.26)$$

5. Berechnung der Bauteil-Wöhlerlinien

Bauteilvariante	EN-GJS-400-18, scharfkantig	EN-GJS-400-18, verrundet (Kerbradius 0,5mm)	EN-GJS-500-7, scharfkantig	EN-GJS-600-3, verrundet (Kerbradius 0,5mm)
M [-]	0,233	0,233	0,283	0,343
F_R [-]	0,811	0,811	0,780	0,745
$S_{D,R=0}$ [MPa]	50,1	57,5	52,6	60,9

Durch Verdoppelung der Spannungsamplituden $S_{D,R=0}$ können schließlich die ertragbaren Schwingweiten Δp für die Dauerfestigkeit berechnet werden. Diesen Werten sind in folgender Tabelle die experimentellen Dauerfestigkeiten bis Bauteilbruch aus den Innendruckschwell-Einstufenversuchen bei $R = 0$, nach Kapitel 3.2.4, gegenüber gestellt.

Bauteilvariante	EN-GJS-400-18, scharfkantig	EN-GJS-400-18, verrundet (Kerbradius 0,5mm)	EN-GJS-500-7, scharfkantig	EN-GJS-600-3, verrundet (Kerbradius 0,5mm)
$\Delta p_{D,R=0}$ [MPa]	100,3	115,0	105,2	121,9
$\Delta p_{D,B}$ [bar] Versuch $R = 0$ bei $N = 2 \cdot 10^6$	-	1402	1294	1360
$\Delta p_{D,B}$ [bar] Versuch $R = 0$ bei $N = 1 \cdot 10^7$	-	1233	1290	-

Der Betriebsfestigkeitsbereich ist in den Synthetischen Wöhlerlinien SWL1999 mit der Zeitfestigkeitsgeraden mit der Steigung k bestimmt. Diese Steigung wird, wie in Kapitel 2.3.2.3 beschrieben, über

$$k = \frac{a_k}{\left(\frac{K_p \cdot R_{p0,2}}{\sigma_{D,R=-1}} \right)^{b_k}} + c_k \quad (5.27)$$

berechnet. Die dazugehörigen Konstanten für den Werkstoff Kugelgraphitguss sind:

$$a_k = 20 \quad b_k = 2 \quad c_k = 5,5$$

K_p ist die plastische Formzahl und wird nach Kapitel 2.3.2.2 über

$$K_p = \frac{L_p}{L_y} \quad (5.28)$$

berechnet. L_p stellt dabei die vollplastische Grenzlast dar, bei dem der Werkstoff gerade über die, am Bauteil zur Verfügung stehende Mindestwanddicke plastisch verformt wird. Bei einem idealplastischen Verhalten folgt der Werkstoff ab $R_{p0,2}$ einem horizontalen Verlauf. Der vollplastische Grenzdruck kann entweder über eine elastisch-idealplastische Finite-Elemente-Methode Berechnung bestimmt, oder näherungsweise über eine analytische Formel berechnet werden, siehe auch Kapitel 3.2.3.

$$p_p = R_{p0,2} \cdot \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \ln\left(\frac{R_a}{R_i}\right) \quad (5.29)$$

L_y bzw. S_y ist die elastische Grenzlast, bei der an der Kerbe gerade eine plastische Verformung beginnt, und kann über die Materialstreckgrenze und die Kerbformzahl ermittelt werden.

$$L_y = L_F = \frac{R_{p0,2}}{K_t} \quad (5.30)$$

In der folgenden Tabelle sind die berechneten Grenzlasten und Steigungen der Zeitfestigkeitsgeraden für die untersuchten nicht autofrettierten Bauteilproben, den Wöhlerlinien-Neigungen aus den Einstufenversuchen gegenübergestellt.

Bauteilvariante	EN-GJS-400-18, scharfkantig	EN-GJS-400-18, verrundet (Kerbradius 0,5mm)	EN-GJS-500-7, scharfkantig	EN-GJS-600-3, verrundet (Kerbradius 0,5mm)
$R_{p0,2}$ [MPa]	290,0	290,0	347,2	423,3
K_t [-]	5,54	5,03	5,54	5,03
L_y [MPa]	52,35	57,65	62,67	84,16
L_p [MPa]	367,9	367,9	440,4	537,0
K_p [-]	7,03	6,38	7,03	6,38
k [-]	5,70	5,74	5,67	5,67
k [-] Versuch	-	6,56	5,85	6,04

Die obere Begrenzung der Zeitfestigkeitsgeraden ist in den SWL1999 durch die plastische Grenzlast L_p bzw. S_p beschrieben, welche bereits oben durch die vollplastische Grenzlast aus der Formel für dickwandige Rohre berechnet wurde. Bei einer noch höheren Belastung im Kurzzeitfestigkeitsbereich stellt sich die Bauteil-Belastungsgrenze Bruchlast S_B ein. Ab diesem Druck bricht das Bauteil nach einmaliger Belastung. Die Bruchlast S_B kann somit dem Berstdruck p_B gleichgesetzt werden.

$$S_p = \frac{\sigma_p}{K_t} = R_{p0,2} \cdot \frac{K_p}{K_t} \quad (5.31)$$

$$S_B = \frac{\sigma_B}{K_t} = R_m \cdot \frac{K_p}{K_t} \quad (5.32)$$

Beide statische Grenzlasten sind für eine rein wechselnde Last bei $R = -1$ gültig. Eine Umrechnung in die Spannungsamplituden S_p und S_B für ein anderes Spannungsverhältnis erfolgt nach

$$S_{(R=X)} = S_{(R=-1)} \cdot \frac{1-X}{2} \quad (5.33)$$

Folgende Tabelle zeigt die jeweiligen Belastungsgrenzen und einen Vergleich der Bruchlast S_B mit den tatsächlich ermittelten Werten aus dem Berstversuch aus Kapitel 3.2.3.

Bauteilvariante	EN-GJS-400-18, scharfkantig	EN-GJS-400-18, verrundet (Kerbradius 0,5mm)	EN-GJS-500-7, scharfkantig	EN-GJS-600-3, verrundet (Kerbradius 0,5mm)
$S_{p, R=-1} = L_p$ [MPa]	367,9	367,9	440,4	537,0
$S_{p, R=0}$ [MPa]	184,0	184,0	220,2	268,5
$S_{B, R=-1}$ [MPa]	553,5	553,5	733,9	953,7
$S_{B, R=0}$ [MPa]	276,7	276,7	367,0	476,9
Δp_B [bar]	5535	5535	7339	9537
p_B Berstdruck Versuch [bar]	5068,3	-	6170,7	7887,3

Zur endgültigen Beschreibung der Synthetischen Wöhlerlinien ist neben der Bauteildauerfestigkeit und der Neigung der Zeitfestigkeitsgeraden noch die Grenzlastspielzahl N_D erforderlich, bei der die Zeitfestigkeit in die horizontale Dauerfestigkeit übergeht. In dem Konzept Synthetische Wöhlerlinien [7] beruht die Berechnung der Ecklastspielzahl N_D auf der Grundannahme, dass sich bei steilster Zeitfestigkeitsneigung k (Kugelgraphitguss $k_{min} = 5,5$) eine Grenzlastspielzahl von $N_D = 1,5 \cdot 10^6$ Lastwechsel einstellt. Die Ecklastspielzahl lässt sich dann wie folgt bestimmen

$$N_{D,B} = 10^{[a_N - b_N/k]} + c_N \cdot 10^{[-[\lg(k+d_N)/\lg(e_N)]^{f_N}]} \quad (5.34)$$

mit den Konstanten für Kugelgraphitguss EN-GJS:

$$\begin{array}{lll} a_N = 6,4 & b_N = 2,5 & c_N = 651000 \\ d_N = -4,4 & e_N = 1,4 & f_N = 3 \end{array}$$

Die nachstehende Tabelle zeigt die berechneten Ecklastspielzahlen N_D bis zum Bruch.

Bauteilvariante	EN-GJS-400-18, scharfkantig	EN-GJS-400-18, verrundet (Kerbradius 0,5mm)	EN-GJS-500-7, scharfkantig	EN-GJS-600-3, verrundet (Kerbradius 0,5mm)
$\Delta p_{D,R=0}$ [MPa]	100,3	115,0	105,2	121,9
k [-]	5,70	5,74	5,67	5,67
$N_{D,B}$ [-]	972.428	998.905	960.158	959.755
$\Delta p_{D,ND,B}$ [bar] Versuch bei $N_{D,B} = 1 \cdot 10^6$ Schwingspielen	-	1432	1336	1616

Auffällig ist hierbei, dass sich bei allen untersuchten Werkstoffen eine Ecklastspielzahl $< 1 \cdot 10^6$ Lastwechsel ergibt. Dies stimmt nicht mit der Forderung nach dem Konzept Synthetische Wöhlerlinien überein, welche eine Ecklastspielzahl $> 1,5 \cdot 10^6$ Lastwechsel vorgibt.

Mit den oben stehenden Kennwerten sind die "Synthetischen Wöhlerlinien" vollständig beschrieben und können als Bruch-Wöhlerlinie im doppelt-logarithmischem Wöhlerdiagramm dargestellt werden, siehe Bild 5.20-22.

5. Berechnung der Bauteil-Wöhlerlinien

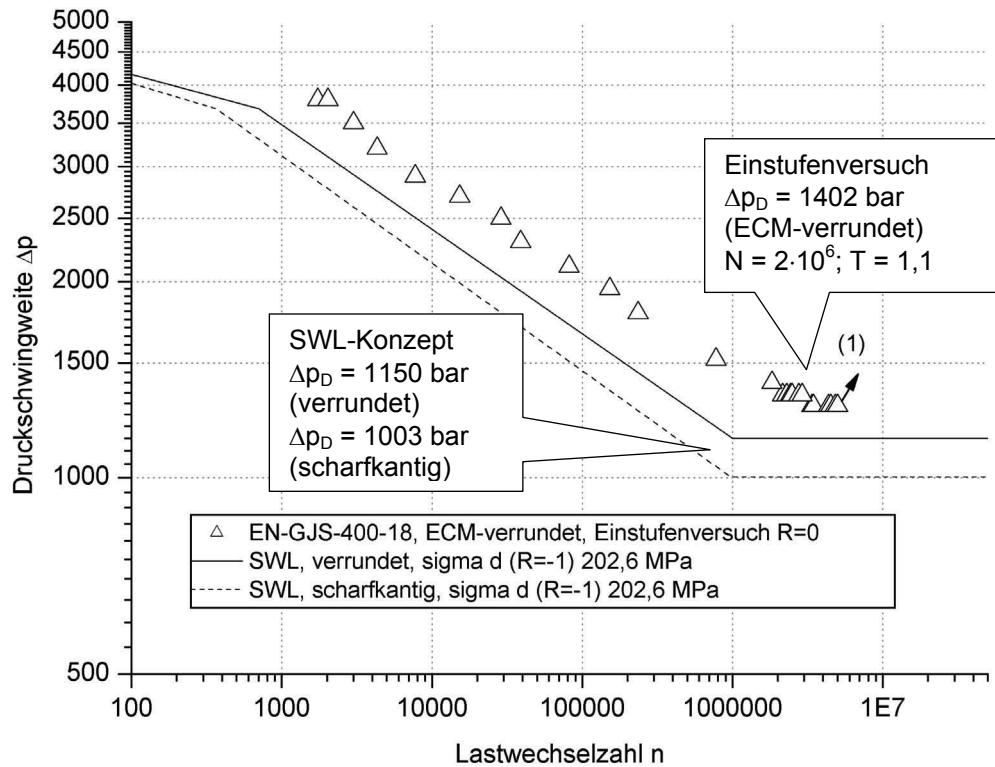


Bild 5.20: Berechnete Bruch-Wöhlerlinie nach dem Synthetischen-Wöhlerlinien-Konzept für die nicht autofrettierte Bauteilprobe EN-GJS-400-18

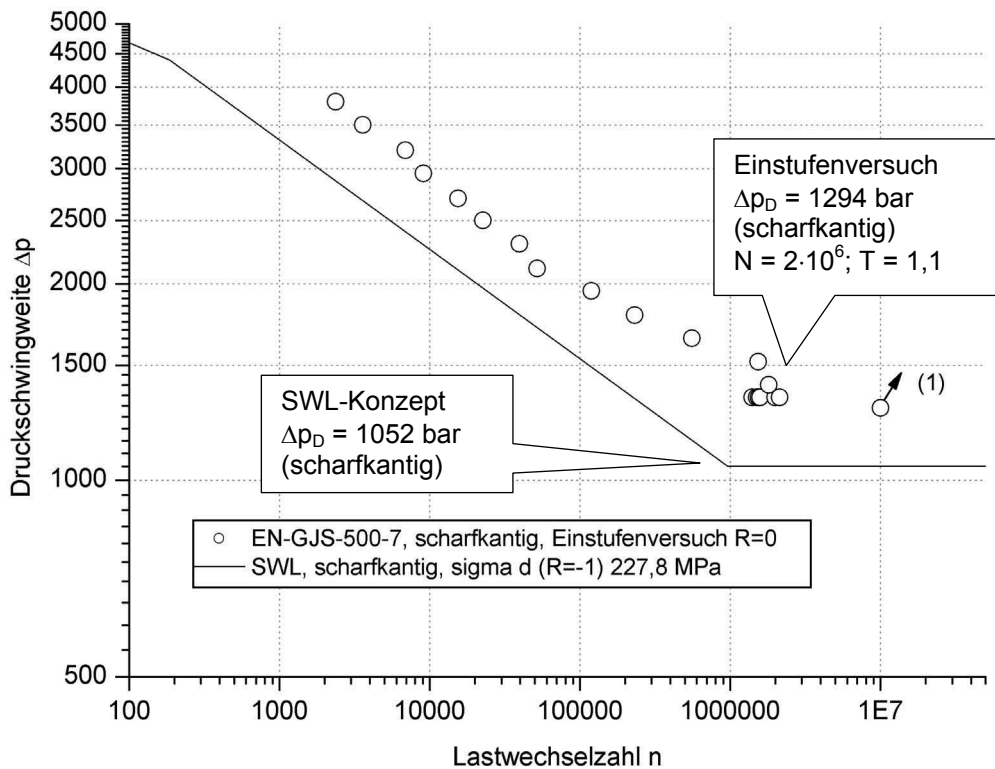


Bild 5.21: Berechnete Bruch-Wöhlerlinie nach dem Synthetischen-Wöhlerlinien-Konzept für die nicht autofrettierte Bauteilprobe EN-GJS-500-7

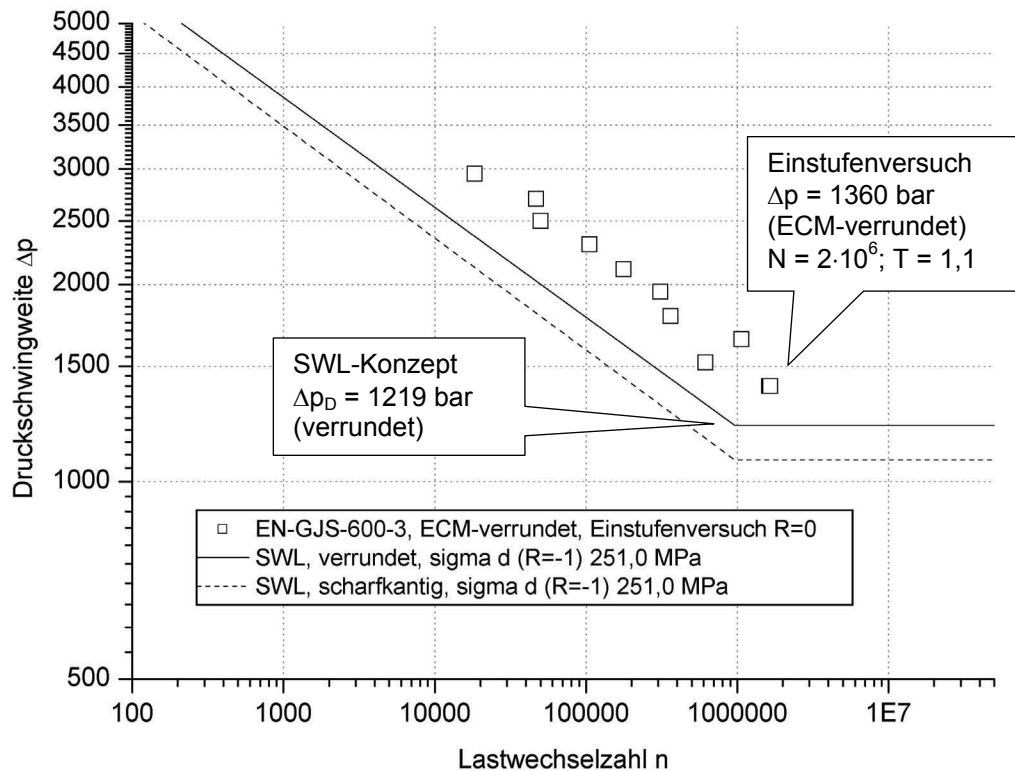


Bild 5.22: Berechnete Bruch-Wöhlerlinie nach dem Synthetischen-Wöhlerlinien-Konzept für die nicht autofrettierte Bauteilprobe EN-GJS-600-3

Die berechneten Dauerfestigkeiten, welche sich auf die Werkstoffwechsel-
festigkeiten stützen, sind niedriger als die experimentell ermittelten
Dauerfestigkeiten und liegen damit auf der sicheren Seite. Der Einfluss der
Kantenverrundung an der Verscheidung geht über den elastischen Kerbfaktor
und über den Größeneinfluss mit ein und ergibt sinngemäß für die scharfkantigen
Bauteilproben merkbar geringere Werte. Aus Erfahrungen von vorgelagerten
Versuchsergebnissen fällt der Dauerfestigkeitsabfall bei nicht autofrettierten
scharfkantigen Kreuzbohrungsproben jedoch nicht derart deutlich aus. Die
berechneten Wöhlerlinienneigungen im Zeitfestigkeitsbereich ausgehend von der
Ecklastspielzahl decken sich gut mit den Burchwöhlerlinien aus den
Bauteilversuchen.

6. Zusammenfassung und Ausblick

Die vorliegende Arbeit hatte das Ziel, die Ermüdungsfestigkeit von innendruckbeanspruchten Bauteilen aus Kugelgraphitguss EN-GJS zu untersuchen.

Aus Kapitel 3.2.4 geht hervor, dass unter Innendruckschwell-Beanspruchung bei $R \cong 0$ von Bauteilproben mit einer 90° -Bohrungsverschneidung durch eine Autofrettagebehandlung eine Zunahme der Dauerfestigkeit im Vergleich zu den nicht autofrettierten Proben erreicht wird, siehe Bilder 3.35-37.

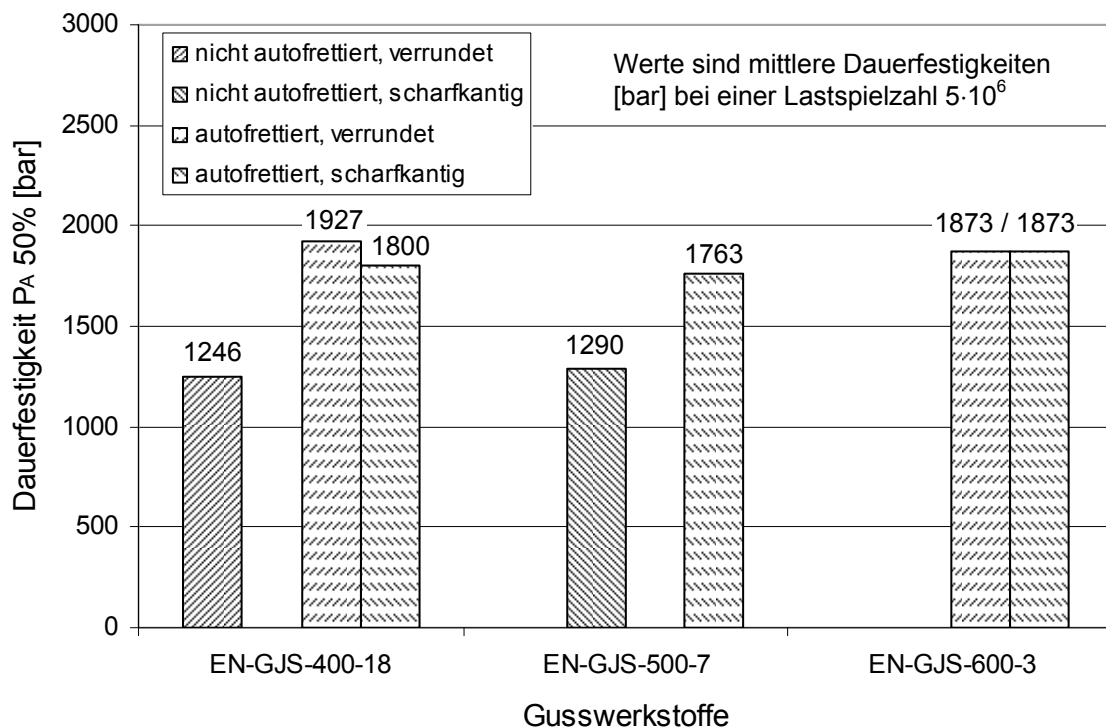


Bild 6.1: Mittlere Dauerfestigkeiten p_D für Bauteilproben mit 90° -Verschneidung, experimentelle Ergebnisse Innendruckschwell-Einstufenversuch $R \cong 0$

Die relative Zunahme der Dauerfestigkeit beträgt bei EN-GJS-400-18 $\rightarrow +55\%$, bei EN-GJS-500-7 $\rightarrow +37\%$ und bei EN-GJS-600-3 $\rightarrow +37\%$ (EN-GJS-600-3 betrachtet bei einer Schwingenspielzahl von $2 \cdot 10^6$ Lastwechseln). Unter Betrachtung verschiedener Autofrettagedrücke, angepasst an die jeweilige werkstoffabhängige vollplastische Grenzlast, zeigen die Werkstoffe untereinander keine merkliche Zunahme der Dauerfestigkeit im autofrettierten Zustand. Weitere Versuche an noch höherfestem MADI (= machinable-austenoductile-iron)-Guss (in dieser Arbeit nicht dargestellt) bestätigen diese Erkenntnis.

In den Forschungsarbeiten Autofrettage I [1] konnte an einer vergleichbaren Bauteilprobe aus Vergütungsstahl 42CrMo4 mit 90°-Bohrungsverschneidung eine Dauerfestigkeit im nicht autofrettierten Zustand von 1300 bar (Bohrungen gebürstet) und 1630 bar (Bohrungen feinbearbeitet) erreicht werden. Durch einen vorgeschalteten Autofrettageprozess bei einem Innendruck von 9550 bar konnte die Dauerfestigkeit auf ungefähr 3000 bar gesteigert werden. Diese Steigerung liegt damit deutlich höher als bei den Proben aus Kugelgraphitguss.

Im Kurzzeitfestigkeitsbereich auf Höhe des Autofrettagedrucks gleichen sich die Bauteil-Bruchwöhlerlinien von autofrettierten und nicht autofrettierten Proben aus Kugelgraphitguss sinngemäß an. Daraus folgt zwangsläufig ein flacherer Verlauf der Zeitfestigkeitslinie, welcher ein Zuwachs der Betriebsfestigkeit mit sich bringt.

Die Dauerfestigkeitsänderung unter veränderter Mittelspannung wurde bei einem Spannungsverhältnis von $R = 0,5$ untersucht. Aus Bild 3.31 und Bild 3.34 lässt sich eine Zunahme der Dauerfestigkeit nicht eindeutig ableiten, da für die Bauteilproben im nicht autofrettierten Zustand keine ausreichende Anzahl von Versuchsergebnissen mit Druckschwingweiten im Bereich der Dauerfestigkeit vorlag.

Die Untersuchungen in Kapitel 3.2.5 behandelten das Thema Betriebsbelastung unter einem Zweistufenprofil mit veränderter Mittelspannung und gleichbleibendem Maximaldruck. Aus Bild 3.41 und Bild 3.43 wird deutlich, dass bei den autofrettierten Bauteilproben die Auswirkung von kleinen Schwingspielen bei hoher Mittelspannung schädlicher ist als bei nicht autofrettierten Proben. Somit kann der, in der Betriebsfestigkeitsrechnung verbreitete Vorschlag, zur Vernachlässigung kleiner Schwingspiele $< p_D/2$ [59] nicht unbedingt für autofrettierte Bauteile angewendet werden. Die Innendruckschwell-Zweistufenversuche mit gleichbleibendem Maximaldruck ergeben eine noch nicht erreichte Dauerfestigkeit für kleine Schwingspiele bei $\Delta p = 250$ bar, womit die Omission-Grenze deutlich kleiner als dieser Wert gesetzt werden muss. Für die praxisnahe Anwendung sind jedoch Druckamplituden mit gleichbleibendem Maximaldruck nicht immer realistisch. Gemäß diesen Betriebslastenprofilen mit durchmischten großen und kleinen Schwingspielen bei einem mittleren Mitteldruck wird vorgeschlagen, Zweistufenversuche bei gleichbleibender Mittelspannung durchzuführen.

In Kapitel 5.1 wurden die Anriss-Wöhlerlinien mit Hilfe des Kerbdehnungskonzepts berechnet. Um einen Vergleich mit den experimentellen Ergebnissen zu schaffen, wurde die berechnete Dauerfestigkeit zusätzlich bei einer Schwingspielzahl von $5 \cdot 10^6$ Lastwechseln angegeben. Diese Werte liegen etwas oberhalb der echten Dauerfestigkeit basierend auf dem Verlauf der Werkstoff Zug-Druck-Wechseldauerfestigkeit.

Für den Werkstoff EN-GJS-400-18 liegen die berechneten Dauerfestigkeiten im nicht autofrettierten Zustand höher und im autofrettierten Zustand niedriger, als die experimentelle Dauerfestigkeit (Bild 6.2). Die Ergebnisgüte liegt bei den nicht autofrettierten Proben bei +12% und ist damit als gute Übereinstimmung zu bewerten. Bei den autofrettierten Bauteilproben ergeben sich hingegen größere Abweichungen bis -20%, wobei die berechneten Ergebnisse niedriger als die Versuchsergebnisse sind, und die Dauerfestigkeit somit unterschätzt wird.

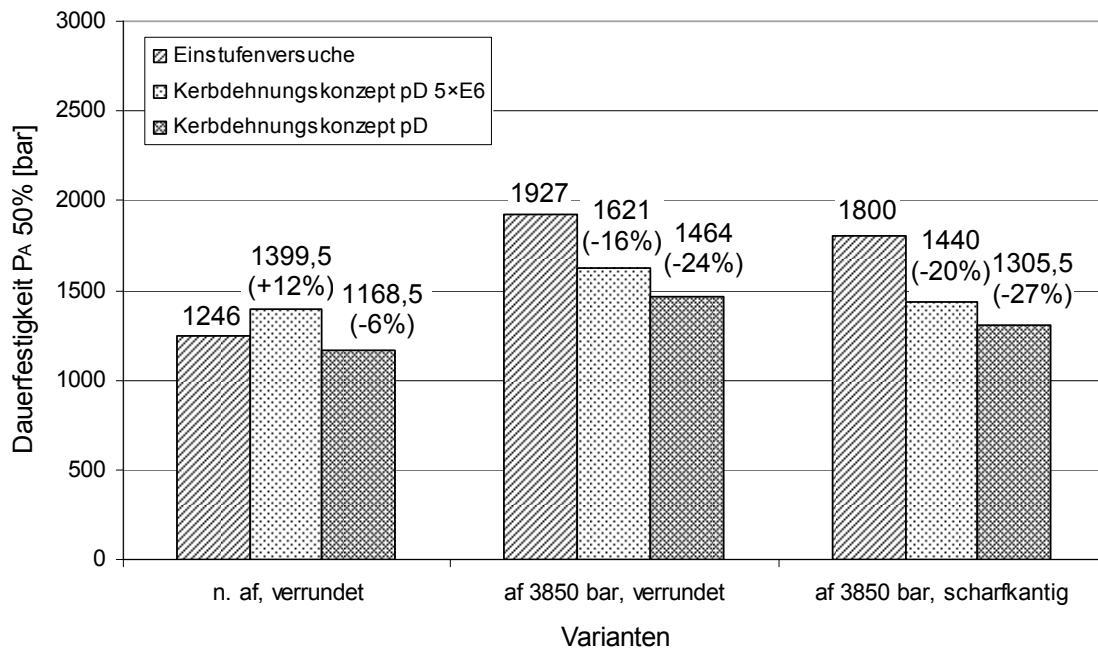


Bild 6.2: Mittlere Dauerfestigkeiten p_D für Bauteilproben aus EN-GJS-400-18, Vergleich Ergebnisse Einstufenversuche $R \cong 0$ mit Berechnungsergebnissen nach dem Kerbdehnungskonzept

Bei dem Werkstoff EN-GJS-500-7 wurden nur scharfkantige Varianten untersucht. Bild 6.3 zeigt für den nicht autofrettierten Zustand eine sehr gute Übereinstimmung der berechneten Werte zu den Versuchsergebnissen mit Abweichungen von -8%. Für die autofrettierten Bauteilproben werden die Dauerfestigkeiten wieder unterschätzt. Die Abweichungen betragen -18%.

Bei dem Werkstoff EN-GJS-600-3 können, aufgrund der nicht vollständig ermittelbaren Dauerfestigkeit aus den Innendruckschwell-Versuchen für die nicht autofrettierte Probe, nur die Ergebnisse der autofrettierten Proben verglichen werden. Für diesen Werkstoff stimmt die berechnete Dauerfestigkeit bei der verrundeten Probe mit einer Abweichung von <1% sehr genau mit den Versuchsergebnissen überein (Bild 6.4). Dagegen wird die Dauerfestigkeit über das Kerbdehnungskonzept für die scharfkantige Bauteilprobe um -9% unterschätzt.

6. Zusammenfassung und Ausblick

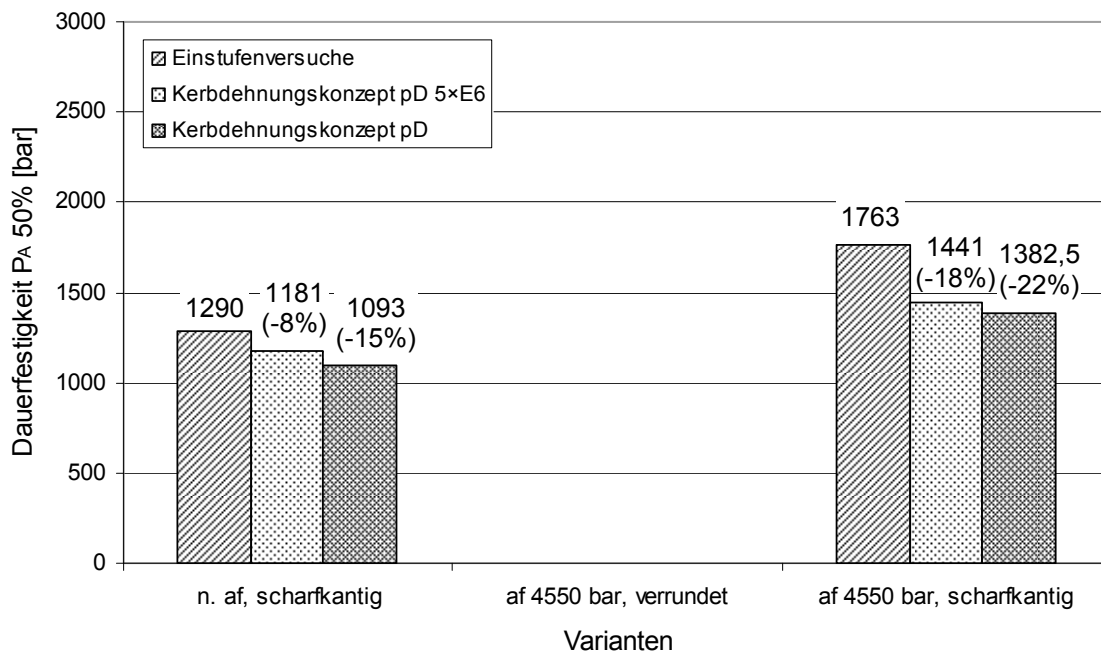


Bild 6.3: Mittlere Dauerfestigkeiten p_D für Bauteilproben aus EN-GJS-500-7, Vergleich Ergebnisse Einstufenversuche $R \cong 0$ mit Berechnungsergebnissen nach dem Kerbdehnungskonzept

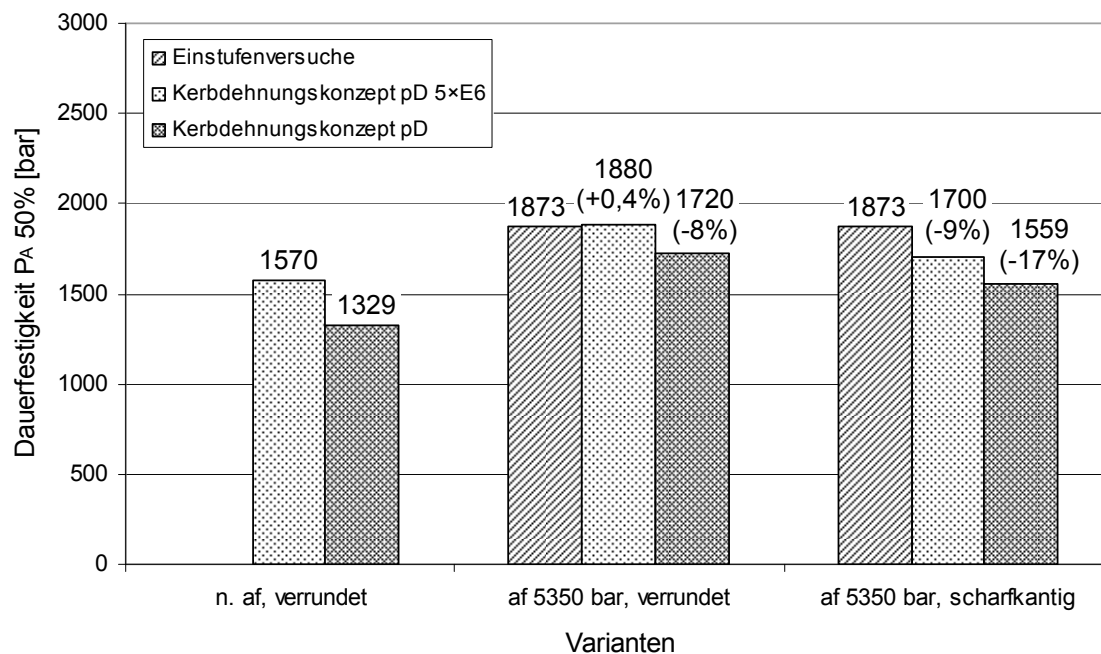


Bild 6.4: Mittlere Dauerfestigkeiten p_D für Bauteilproben aus EN-GJS-600-3, Vergleich Ergebnisse Einstufenversuche $R \cong 0$ mit Berechnungsergebnissen nach dem Kerbdehnungskonzept

Generell ergeben sich bei den Berechnungen der Dauerfestigkeiten nach dem Kerbdehnungskonzept deutliche Differenzen zwischen den verrundeten und scharfkantigen Proben. Das liegt darin begründet, dass hier die Kerbschärfe über die Kerbformzahl in die Berechnung direkt mit eingeht und dieser Einfluss, durch die Stützwirkung im spannungsmechanischen Größeneinfluss nur gering ausgeglichen wird. Bei den experimentellen Ergebnissen konnte nur ein schwacher Abfall der Dauerfestigkeit für die scharfkantigen Proben nachgewiesen werden, wobei für eine gesicherte Aussage eine deutlich höhere Probenanzahl geprüft werden müsste. Eine Annäherung der Berechnungsergebnisse an die Versuchsergebnisse in diesem Punkt könnte die Berücksichtigung des statistischen Größeneinflusses bringen. Hier kann davon ausgegangen werden, dass das anrisskritische Volumen des Kerbelements bei der scharfkantigen Probe kleiner ist, als das kritische Kerbvolumen der verrundeten Bauteilprobe und damit die statistische Fehlstellenhäufigkeit bei der scharfkantigen Bauteilprobe sinkt.

Mit dem Kerbdehnungskonzept wurden die gesamten Bauteil-Wöhlerlinien für die verschiedenen Werkstoff- und Verrundungsvarianten berechnet. Hierbei ist zu beachten, dass mit dem Kerbdehnungskonzept nur die Anriss-Wöhlerlinien auf der Grundlage der Dehnungs-Wöhlerlinie an ungekerbten Zugstäben bestimmt werden können. Bei dem Vergleich mit den Ergebnissen aus dem Innendruckschwell-Versuch, welche die Lastspielzahlen bis zum Bauteilbruch widerspiegeln, muss im Zeitfestigkeitsbereich die Rissfortschrittsphase vom Bauteilanriss bis zum Bruch berücksichtigt werden. In den Bauteil-Wöhlerlinien nach Kapitel 5.1.1 und Kapitel 5.1.2 ist durchgängig eine, mit abnehmender Schwingspielzahl größer werdende Abweichung der ertragbaren Druckschwingweiten zu erkennen. Hier liefern die berechneten Druckschwingweiten im Zeitfestigkeitsbereich niedrigere Werte, als die im Bauteilversuch ermittelten, wonach die Berechnungswerte auf der sicheren Seite liegen.

Durch die Berücksichtigung des vollständigen Spannungs-Dehnungs-Pfades an der Kerbe entsprechend der Last-Zeit-Funktion, kann das Kerbdehnungskonzept auch für die Berechnung von Belastungen mit veränderter Mittelspannung angewendet werden. Eine derartige Berechnung der Bauteil-Anriss-Wöhlerlinie erfolgte für die autofrettierten Werkstoffvarianten EN-GJS-400-18 und EN-GJS-600-3 nach Bild 5.18 und Bild 5.19.

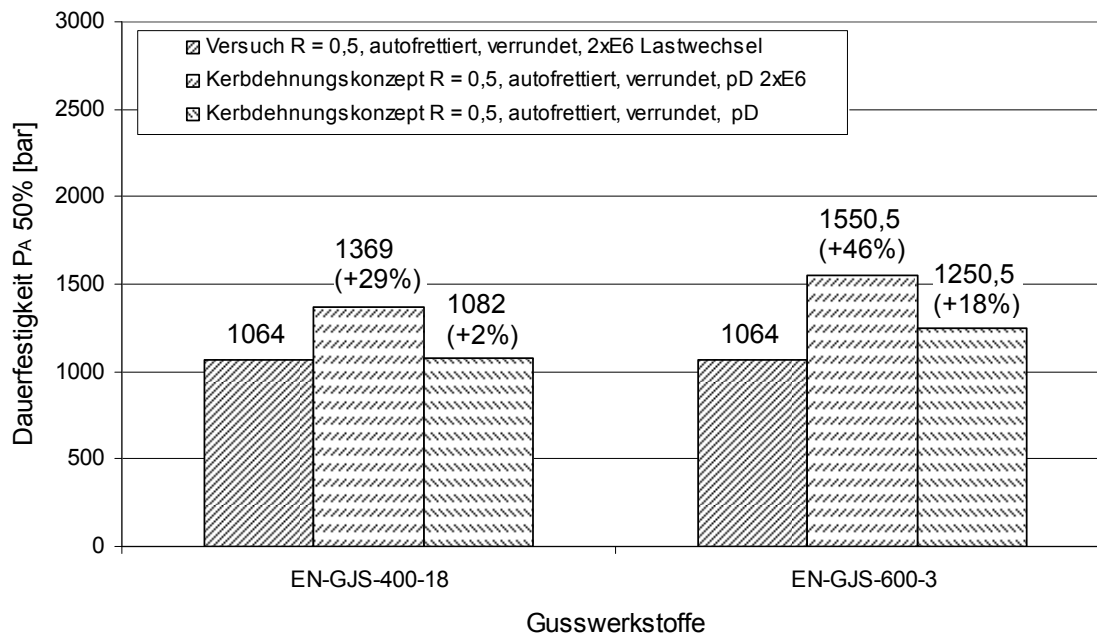


Bild 6.5: Mittlere Dauerfestigkeiten p_D für 90°-Bohrungsverschneidung Bauteilproben autofrettiert, Vergleich Ergebnisse Einstufenversuche $R = 0,5$ mit Berechnungsergebnissen nach dem Kerbdehnungskonzept

Die berechneten mittleren Dauerfestigkeiten bei der ausgewerteten Lastspielzahl $2 \cdot 10^6$ liegen höher, als die Ergebnisse aus dem Einstufenversuch bei einem Spannungsverhältnis $R = 0,5$ bei entsprechender Lastspielzahl. Für den Werkstoff EN-GJS-400-18 liegt die Abweichung bei +29%, für EN-GJS-600-3 bei +46%, siehe Bild 6.5. Diese Differenz wird als sehr groß betrachtet. Eine Auswertung von ertragbaren Druckschwingweiten bei höherer Lastwechselzahl konnte aufgrund der fehlenden experimentellen Daten nicht erfolgen.

Zusammenfassend können mit Hilfe des Kerbdehnungskonzeptes unter Betrachtung des vollständigen Spannungs-Dehnungspfad an der Kerbe die Zeit- und Dauerfestigkeiten mit guter Genauigkeit berechnet werden. Somit ist das Berechnungskonzept geeignet zur Vorhersage der Druckfestigkeit von innendruck-beanspruchten Bauteilen aus Kugelgraphitguss.

Theoretisch könnten auch die in Kapitel 3.2.5 durchgeführten Zweistufenversuche mit dem Kerbdehnungskonzept berechnet werden. Es müssten jedoch die verschiedenen Memory Effekte nach Kapitel 2.1.10 bei unterschiedlichen Hystereseschleifen berücksichtigt werden, welches eine aufwändige Berechnungsabfolge mit sich bringen würde. Hierfür wäre ein geeignetes automatisiertes Berechnungsprogramm erforderlich.

Das Konzept der Synthetischen Wöhlerlinien SWL1999 wurde vorgeschlagen zur Berechnung von Bruch-Wöhlerlinien an Bauteilen aus Kugelgraphitguss ohne Eigenspannungen. Ausgehend von der Werkstoff Zug-Druck-Wechselfestigkeit konnten die gesamten Bruch-Wöhlerlinien für die nicht autofrettierten Bauteilproben einfach ermittelt werden. Nach Bild 5.20-22 ergeben sich für die Dauerfestigkeit für alle drei untersuchten Werkstoffe zu konservative Berechnungsergebnisse, siehe Bild 6.6. Die Abweichungen betragen für den Werkstoff EN-GJS-400-18 \rightarrow -18%, für EN-GJS-500-7 \rightarrow -19% und für EN-GJS-600-3 \rightarrow -10%.

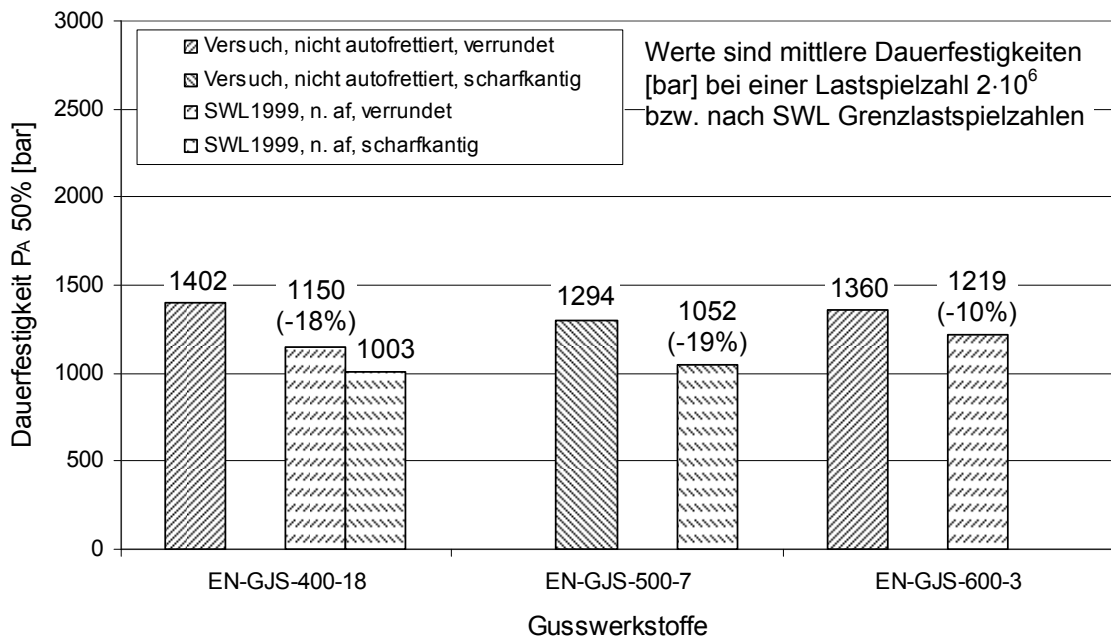


Bild 6.6: Mittlere Dauerfestigkeiten p_D für 90°-Bohrungsverschneidung Bauteilproben, Vergleich Ergebnisse Einstufenversuche $R \cong 0$ mit Berechnungsergebnissen nach dem Konzept Synthetische Wöhlerlinien

Eine noch genauere Abschätzung könnte vermutlich mit der Berücksichtigung des statistischen Größeneinflusses erfolgen. Dieser wurde aber im Rahmen dieser Arbeit aufgrund von nicht ausreichend zur Verfügung stehenden Grunddaten vernachlässigt.

Die Steigung der Synthetischen Wöhlerlinien, welche durch die vollplastische Grenzlast und der Ecklastspielzahl bestimmt ist, stimmt hingegen sehr gut mit den experimentellen Ergebnissen überein, siehe Kapitel 5.2.1.

Mit den Synthetischen Wöhlerlinien kann auch die Bruchlast bestimmt werden. Diese wurde mit dem Berstdruck der Bauteilproben aus Kapitel 3.2.3 verglichen.

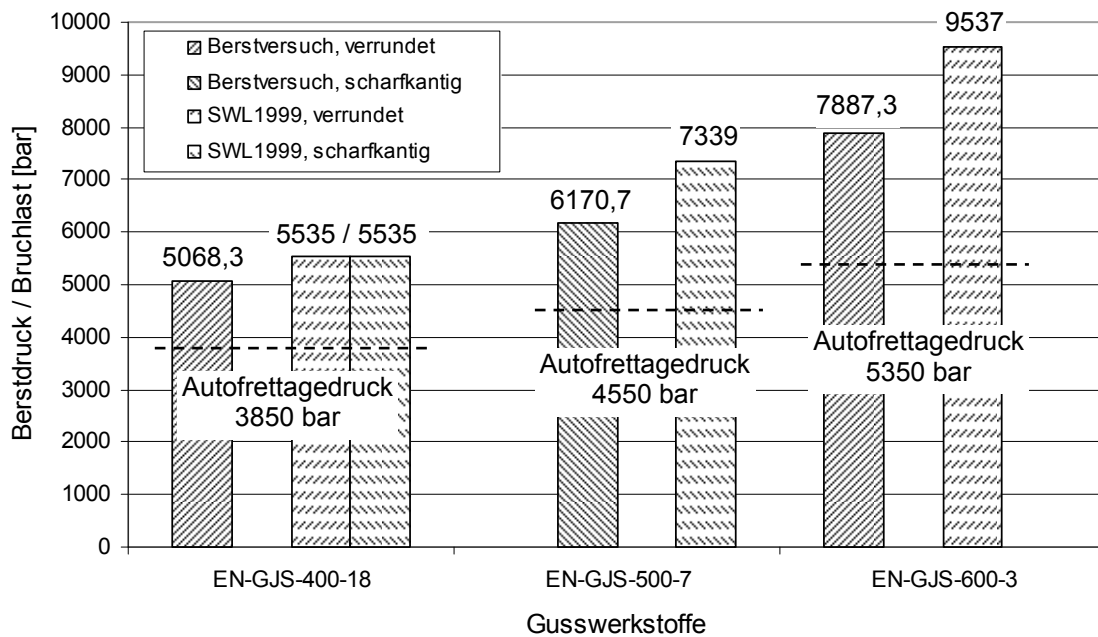


Bild 6.7: Bruchlast bzw. Berstdruck p_B für Bauteilproben mit 90° -Bohrungsverschneidung, Vergleich Ergebnis Berstversuch mit Berechnungsergebnissen nach dem Konzept Synthetische Wöhlerlinien

Die Abweichungen der vollplastischen Grenzlast zum Berstdruck betragen für den Werkstoff EN-GJS-400-18 $\rightarrow +9\%$, für EN-GJS-500-7 $\rightarrow +19\%$ und für EN-GJS-600-3 $\rightarrow +21\%$ und liegen insgesamt zu hoch, siehe Bild 6.7.

Das Konzept der SWL1999 "Synthetische Wöhlerlinien" erlaubt es bislang nicht Bauteile mit Eigenspannung zu berechnen. Nach der FKM-Richtlinie [57] wird ein Randschichtfaktor K_v für randschichtverfestigte Bauteile vorgeschlagen, welcher als zusätzlicher Größeneinflussfaktor in der Bauteildauerfestigkeit berücksichtigt werden kann. Durch den großen vorgegebenen Bereich für z.B. Festwalzen der Oberfläche mit $K_v = 1,3$ bis $1,7$ würden sich dann lediglich unsichere Berechnungswerte ergeben.

7. Literaturverzeichnis

- [1] M. Schön, T. Seeger, J. W. Bergmann, M. Vormwald. *Autofrettage I, Dauerfestigkeitssteigerung durch Autofrettage*. Vorhaben Nr. 478, Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen e.V., Frankfurt am Main 1993.
- [2] T. Seeger, S. Greuling, J. W. Bergmann. *Autofrettage II, Dauerfestigkeitsteigerung durch Autofrettage II*. Vorhaben Nr. 671, Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen e.V., Frankfurt am Main 2001.
- [3] D. Radaj. *Ermüdungsfestigkeit – Grundlagen für den Leichtbau, Maschinen- und Stahlbau*. 2. Auflage. Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 2003.
- [4] E. Haibach. *Betriebsfestigkeit – Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*. 2. Auflage. Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 2002.
- [5] FKM-Richtlinie. *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile*. Forschungskuratorium Maschinenbau e.V., Frankfurt am Main, 1998.
- [6] S. Greuling. *Dauerfestigkeitsberechnung autofrettierter innendruckbelasteter Bauteile mit Bohrungskreuzungen unter Berücksichtigung stehender Risse*. Veröffentlichung des Instituts für Stahlbau und Werkstoffmechanik der Technischen Universität Darmstadt, Darmstadt 2005
- [7] J. Bergmann, R. Thumser. *Synthetische Wöhlerlinien für Eisenwerkstoffe, Synthetische Wöhlerlinien 1999*. Forschungsbericht der Studiengesellschaft Stahlanwendung e.V. aus der Reihe Forschung für die Praxis - P249 (1999).
- [8] W. Schütz. *Über eine Beziehung zwischen der Lebensdauer bei konstanter und bei veränderlicher Beanspruchungsamplitude und ihre Anwendbarkeit auf die Bemessung von Flugzeugbauteilen*. Z. f. Flugzeugwissenschaften 15 (1967) H. 11, S. 407-419.
- [9] A. Thum, W. Buchmann. *Dauerfestigkeit und Konstruktion*. VDI-Verlag, Berlin, 1932.
- [10] E. Siebel, M. Stieler. *Ungleichförmige Spannungsverteilung bei schwingender Beanspruchung*. VDI-Z. 97 (1995), S. 121/52.

- [11] T. Seeger et al. *Betriebsfestigkeit auf der Grundlage örtlicher Beanspruchungen*. Unterlagen zur gleichnamigen Weiterbildungsveranstaltung des Fachgebiets Werkstoffmechanik der Technischen Universität Darmstadt, 2001.
- [12] K. H. Kloos. *Einfluss des Oberflächenzustandes und der Probengröße auf die Schwingfestigkeitseigenschaften*. VDI-Bericht 268. VDI-Verlag, 1976.
- [13] E. Siebel, M. Gaier. *Untersuchungen über den Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit auf die Dauerschwingfestigkeit metallischer Bauteile*. VDI-Z. 98 (1956), S. 1751/74.
- [14] E. Siebel, M. Gaier. *Untersuchungen über den Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit auf die Dauerschwingfestigkeit metallischer Bauteile*. VDI-Z. 98 (1956), S. 1751/74.
- [15] M. Vormwald, A. Diemar, J. W. Bergmann. *Autofrettage III, Dauerfestigkeitssteigerung einsatzgehärteter Hochdruckbauteile durch Autofrettage*. Vorhaben Nr. 784, Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen e.V., Frankfurt am Main 2003.
- [16] H. Neuber. *Theory of Stress Concentration for Shear-Strained Prismatical Bodies with Arbitrary Nonlinear Stress-Strain Law*. Journal of Applied Mechanics, 12, S. 544-550, 1961.
- [17] T. Seeger, A. Beste. *Zur Weiterentwicklung von Näherungsformeln für die Berechnung von Kerbbeanspruchungen im elastisch-plastischen Bereich*. VDI-Fortschrittsberichte Reihe 18, 2, 1977. Düsseldorf.
- [18] T. Seeger, H. Amstutz. *Mit Kerben leben! Aber wie?* In: 27. Tagung des Arbeitskreises Betriebsfestigkeit. Deutscher Verband für Materialforschung und -prüfung e.V., 2000.
- [19] H. Blumenauer. *Werkstoffprüfung*. Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, Stuttgart, 1994.
- [20] D. Eifler. *Inhomogene Deformationserscheinungen bei Schwingbeanspruchung eines unterschiedlich wärmebehandelten Stahles des Typs 42CrMo4*. Dissertation, Universität Karlsruhe (1981).
- [21] W. Ramberg, W. R. Osgood. *Description of Stress-Strain Curves by Three Parameters*. Technical Note No. 902, NACA, 1943.
- [22] L. F. Coffin, jr. *A study of the Effects of cyclic thermal stresses on a ductile metal*. Trans. ASME 76 (1954), S. 931/50.

- [23] S. S. Manson. *Fatigue: a complex subject - some simple approximations*. Experimental Mechanics 5 (1965) Nr. 7, S 193/226.
- [24] J. D. Morrow. *Cyclic plastic strain energy and fatigue of metals*. In: ASTM STP 378, American Society for Testing and Materials (1965), S. 45/87.
- [25] G. Masing. *Eigenstressungen und Verfestigung beim Messing*. In: Proc. of the 2nd Int. Congress of Applied Mechanics, S 332-335, 1926.
- [26] M. Matsuishi, T. Endo. *Fatigue of Metals Subjected to Varying Stress*. In: Proc. Kyushu Branch of Japanese Society of Mechanical Engineering, S. 37-40, 1968.
- [27] U. H. Clormann, T. Seeger. *Rainflow-HCM - Ein Zählverfahren für Betriebsfestigkeit auf werkstoffmechanischer Grundlage*. Stahlbau, 55(3), S. 65-71, 1986.
- [28] K. N. Smith, P. Watson, T. H. Topper. *A Stress-Strain Function for the Fatigue of Metals*. International Journal of Materials, 5(3), S. 767-778, 1970.
- [29] J. W. Bergmann, T. Seeger. *On the Influence of Cyclic Stress-Strain Curves, Damage Parameters, and Various Evaluation Concepts on the Life Prediction by the Local Approach*. In: 2nd European Colloquium on Fracture, VDI-Fortschrittsbericht, Reihe 18, 1979.
- [30] J. W. Bergmann. *Zur Betriebsfestigkeitsbemessung gekerbter Bauteile auf der Grundlage örtlicher Beanspruchungen*. Dissertation, Veröffentlichungen des Instituts für Stahlbau und Werkstoffmechanik der Technischen Hochschule Darmstadt, Heft 37, 1983.
- [31] P. Zacher, T. Seeger. *Flipp - PC-Programm zur Lebensdauervorhersage nach dem örtlichen Konzept*. FF-1/1992, Fachgebiet Werkstoffmechanik, Technische Hochschule Darmstadt, 1992.
- [32] A. Palmgren. *Die Lebensdauer von Kugellagern*. VDI-Zeitung, 68 (14), S. 339-341, 1924.
- [33] M. A. Miner. *Cumulative Damage in Fatigue*. Journal of Applied Mechanics, 12(3), S. A159-A164, 1945.
- [34] T. Seeger und Mitarbeiter. *Betriebsfestigkeit auf der Grundlage örtlicher Beanspruchungen*. Unterlagen zur gleichnamigen Weiterbildungsveranstaltung des Fachgebiets Werkstoffmechanik der Technischen Universität Darmstadt, 2001.

- [35] M. Hoffmann, T. Seeger. *A Generalized Method for Estimating Multiaxial Elastic-Plastic Notch Stresses and Strains. Part 1: Theory*. Journal of Engineering Materials and Technology, (107), S. 250-254, 1985.
- [36] M. Hoffmann, T. Seeger. *A Generalized Method for Estimating Multiaxial Elastic-Plastic Notch Stresses and Strains. Part 2: Application and General Discussion*. Journal of Engineering Materials and Technology, (107), S. 255-260, 1985.
- [37] M. Hoffmann. *Ein Näherungsverfahren zur Ermittlung mehrachsiger elastisch-plastischer Kerbbeanspruchungen*. Dissertation, Veröffentlichungen des Instituts für Stahlbau und Werkstoffmechanik der Technischen Hochschule Darmstadt, Heft 44, 1986.
- [38] Chr. Boller, T. Seeger. *Materials Data for Cyclic Loading*. Elsevier Science Publishers, Amsterdam, 1987. 5 Bände, 1856 Seiten, ISBN 0-444-42875-5.
- [39] J. Bauschinger. *Über die Veränderung der Elastizitätsgrenze und der Festigkeit des Eises und Stahls durch Strecken, Quetschen, Erwärmen, Abkühlen und durch oftmals wiederholte Belastung*. TU-München, Mitth. Vol. 13, 1886.
- [40] H. Gudehus, H. Zenner, Verein zur Förderung und der Anwendung von Betriebsfestigkeits-Kenntnissen in der Eisenhüttenindustrie (VBFEH) im Verein Deutscher Eisenhüttenleute (VDEH). *Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsberechnung, Empfehlung zur Lebensdauerabschätzung von Maschinenbauteilen*. 4. Auflage, Verlag Stahleisen GmbH, Düsseldorf, 1999.
- [41] T. Graf. *Berücksichtigung des statistischen Größeneinflusses durch Berechnung von Spannungsintegralen zur Verbesserung der rechnerischen Abschätzung der Schwingfestigkeit*. DFG Bericht Zc 248/7-1, DFG, 1996.
- [42] M. Liebrich. *Kerbempfindlichkeit von Stählen im Gebiet der Zeitfestigkeit*. Dissertation, Technische Universität Stuttgart, Januar 1968.
- [43] D. P. Kendall. Journal of Pressure Vessel Technology, 2000, 122, 229.
- [44] M. A. Jacob. Memorial de l'Artillerie Naval, 1907, 55.
- [45] H. Folz, Intermet Neunkirchen GmbH. *Werkstoffprüfbericht EN-GJS-400-18*. 20.01.2005.
- [46] H. Folz, Intermet Neunkirchen GmbH. *Werkstoffprüfbericht EN-GJS-500-7*. 18.07.2005.

- [47] H. Folz, Intermet Neunkirchen GmbH. *Werkstoffprüfbericht EN-GJS-600-3*. 04.03.2005.
- [48] DIN EN 1563. *Gusseisen mit Kugelgraphit*. Deutsches Institut für Normung e. V., Oktober 2005.
- [49] DIN EN 10 002. *Zugversuch*. Deutsches Institut für Normung e. V., Dezember 2001
- [50] D. J. Finney. *A Table for Calculating Corking Probits and Weights in Probit Analysis*. Biometrika, 35, p. 191-201, 1948.
- [51] N. Balakrishnan. *Handbook of the Logisitic Distribution*. Marcel Dekker, New York, 1992.
- [52] N. L. Johnson, S. Klotz, N. Balakrishnan. *Continuous Univariate Distributions*. Vol. 2, 2nd edition, 1995.
- [53] Dr. M. Härtel, M. Himmelreich. *Metallurgische Untersuchung an Werkstoffproben EN-GJS-400-18, EN-GJS-500-7, EN-GJS-600-3*. Messbericht Nr.: SM 8962/07
- [54] D. Radaj, M. Vormwald. *Ermüdungsfestigkeit – Grundlagen für den Leichtbau, Maschinen- und Stahlbau*. 3. Auflage. Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 2007.
- [55] A. Bilal. *Fatigue Life Prediction of Diesel Oil Pumps with Regard to Very High Cycle Fatigue*. Master Thesis, Bauhaus Universität, Feb. 2007.
- [56] Ansys Software. *Handbuch*. Verison 10
- [57] FKM-Richtlinie. *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile*. Forschungskuratorium Maschinenbau e.V., Frankfurt am Main, 2002.
- [58] E. Herz, R. Thumser, M. Vormwald, J. Bergmann. *Endurance Limit Design of High Pressure Diesel Injection Pipes for Low Failure Probability*. Deutsche Forschungsgemeinschaft Vorhaben 729/2-1, 2005.
- [59] P. Heuler, T. Seeger. *A Criterion for Omission of Varialble Amplitude Loading Histories*. Interational Journal Fatigue 8, 1986, p. 225-230.
- [60] B. P. Haigh. *Report on Alternating Stress Test of a Sample of Mild Steel*. Brit. Ass. Stress Comittee, Rep. 85, S. 163-170, Manchester 1915.
- [61] W. Weibull. *Zur Abhängigkeit der Festigkeit von der Probengröße*. Ingenieur-Archiv 1959, S. 360-362.

- [62] R. Thumser. *Zwischenbericht zu Betriebsfestigkeit Hochdruckbauteile*. Arbeitskreissitzung FVV Darmstadt, 15. Feb. 2007.
- [63] M. Hück, W. Schütz, H. Walter. *Moderne Schwingfestigkeitsunterlagen für die Bemessung von Bauteilen aus Sphäroguß und Temperguß, vor allem für den Fahrzeugbau*. Mitteilungen aus dem Ressort Forschung und Entwicklung, Georg Fischer AG, CH-8200 Schaffhausen, 1984.
- [64] A. Diemar, R. Thumser, J. W. Bergmann. *Statistischer Größeneinfluss und Bauteilfestigkeit. Eine neue Methode zur Ermittlung von Spannungsintegralen*. Materialprüfung 46, S. 16-21, 2004.

8. Symbolik und Abkürzungen

8.1 Verwendete Symbole:

Zeichen	Bedeutung
A_0	— Ausgangsquerschnitt Zugprobe
α_ε	— Dehnungsformzahl
α_k	— Kerbfaktor, Formzahl
α_σ	— Spannungsformzahl
b	— Schwingfestigkeitsexponent
β_k	— Kerbwirkungszahl
c	— Übertragungsfaktor
c	— Duktilitätsexponent
χ, χ^*	— bezogenes Spannungsgefälle
D, D_i	— Schädigungssumme
d	— Durchmesser Zugprobe
E	— Elastizitäts-Modul
e	— Nenndehnung
$\varepsilon, \varepsilon_a$	— Örtliche Dehnung, - Dehnungsamplitude
$\varepsilon_{a,t}$	— Gesamtdehnungsamplitude
ε_{el}	— elastischer Dehnungsanteil
ε_{pl}	— plastischer Dehnungsanteil
ε_v	— Vergleichsdehnung
$\varepsilon_{v,eig}$	— Vergleichseigendehnung
ε'_f	— Duktilitätskoeffizient
F	— Prüfkraft
f_A	— Verhältniswert Anrisswöhlerlinie zu Bruchwöhlerlinie
F_O	— Rauheitsfaktor
F_R	— Mittelspannungseinfluss
I_0	— Spannungintegral ungekerbte Referenzprobe
I_k	— Spannungintegral Kerbbereich

8. Symbolik und Abkürzungen

K, K'', K'	—	Verfestigungskoeffizient
k	—	Freiwert für Schädigungsparameter
k	—	Wöhlerlinienexponent, Wöhlerlinienneigung
κ	—	WEIBULL-Formfaktor, Weibullexponent
$K_b, K_{t,v}$	—	Kerbformzahl
K_p	—	vollplastische Formzahl
K_v	—	Randschichtfaktor
L	—	Lastgröße
l, l_0	—	Messlänge Zugprobe, Ausgangslänge
Δl	—	Verlängerung Zugprobe
L_F	—	Fließlast
L_p	—	vollplastische Grenzlast, Traglast
L_y	—	elastische Grenzlast
M	—	Mittelspannungsempfindlichkeit
N	—	Lastspielzahl
N_D	—	Ecklastspielzahl
$N_{D,A}$	—	Ecklastspielzahl bis Anriss
$N_{D,B}$	—	Ecklastspielzahl bis Bruch
N_p	—	Lastspielzahl bei plastischer Grenzlast
n, n'', n'	—	Verfestigungsexponent
n_{ges}	—	Gesamt-Größeneinfluss
n_χ	—	Stützziffer für spannungsmechanischen Größeneinfluss
ν	—	Querdehnung
p	—	Innendruck
p_B	—	Berstdruck
p_a	—	Druckamplitude
P_A	—	Bruchausfallwahrscheinlichkeit
p_D	—	Dauerfestigkeit
$\Delta p_D, \Delta p_{D,B}$	—	Druckschwingweite Dauerfestigkeit
p_{aut}	—	Autofrettagedruck
p_{betr}	—	Betriebsdruck
p_o	—	maximaler Betriebsdruck
p_p	—	vollplastischer Grenzdruck
p_u	—	minimaler Betriebsdruck

8. Symbolik und Abkürzungen

P_{SWT}, P_I	—	Schädigungsparameter
P_t	—	Profiltiefe
R	—	Spannungsverhältnis
R_a	—	Außenradius Rohr
R_i	—	Innenradius Rohr
R_m	—	Werkstoff Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	—	Werkstoff Streckgrenze
R_z, R_{z0}	—	Rautiefe
S	—	Nennspannung
$S_a, S_{a,B}$	—	Nennspannungsamplitude
S_B	—	Bruchlast
S_D	—	Dauerfestigkeit
S_g	—	Gleitschichtdicke
S_m	—	Nennmittelspannung
S_p, S_p^*	—	vollplastische Nennspannung
S_y, S_y^*	—	Fließnennspannung
σ, σ_a	—	Örtliche Spannung, - Spannungsamplitude
σ_B	—	örtliche Spannung unter Berstdruck
$\sigma_D, \sigma_{D,R=-1}$	—	Dauerfestigkeit im Kerbgrundelement
σ_{el}	—	elastische Kerbspannung
σ_F	—	Fließspannung
σ_f	—	Schwingfestigkeitskoeffizient
σ_φ	—	Umfangsspannung am Rohr
σ_H	—	HOOKE'sche Spannung
σ_k, k_{max}	—	örtliche Kerbspannung
σ_m	—	Mittelspannung
σ_o	—	Oberspannung
σ_p	—	örtliche Spannung unter plastischem Grenzdruck
σ_r	—	Radialspannung am Rohr
σ_u	—	Unterspannung
σ_v	—	Vergleichspannung
$\sigma_{v,eig}$	—	Vergleichseigenstress
$\sigma_{v,el}, \sigma_{v,el,0}$	—	elastische Vergleichspannung
σ_{W0}	—	Anrisswechselfestigkeit ungekerbte Referenzprobe
σ_{Wk}	—	Anrisswechselfestigkeit Kerbe

σ_z	—	Längsspannung am Rohr
σ_{zdw}	—	Werkstoffdauerfestigkeit
T, T_N, T_S	—	Streuung, Streuspanne
$\tau_{\rho\varphi}, \tau_{z\varphi}$	—	Schubspannungen am Rohr

8.2 Abkürzungen

ECM	—	Elektrochemische Metallbearbeitung - Elektrolytisches Entgraten
FEM	—	Finite-Elemente-Methode
LCF	—	Low-Cycle Fatigue
HCF	—	High-Cycle Fatigue
MFGA	—	Materialforschungs- und Prüfanstalt Weimar
REM	—	Raster Elektronen Mikroskop

8.3 Abbildungsverzeichnis

Bild	Beschreibung
1.1	Möglichkeiten der Lebensdauersteigerung bei einem Achsschenkel nach GABNER und SCHÜTZ [4]
1.2	Druckeigenstressungen durch Autofrettage an innendruck-belasteten Bauteilen, am Beispiel dickwandiges Rohr [1]
1.3	Übersicht der globalen und lokalen Berechnungskonzepte zur Abschätzung der Schwingfestigkeit an Bauteilen [54]
2.1	Freigeschnittenes Volumenelement für einen räumlich achsensymmetrischen Spannungszustand [1]
2.2	Spannungsverlauf in der Rohrwandung für den ebenen Dehnungszustand nach der Elastizitätstheorie (σ_v nach VON MISES) [1]
2.3	Kenngrößen bei schwingender Beanspruchung [3]
2.4	Dauerfestigkeitsschaubild nach HAIGH [4]
2.5	Mittelspannungsempfindlichkeit M verschiedener Stahl-, Eisenguss und Aluminium-Werkstoffe, nach SONSINO [4]
2.6	Geometrie und Lastkonfiguration am innendruck-beanspruchten Bauteil, Nennspannung = Druck p [1]
2.7	Bezogener Kerbspannungsgradient χ , Stützziffer n_χ , Formzahl α_k und Kerb-wirkungszahl β_k an der Halbkreiskerbe, Darstellung an einem Zugstab [3]
2.8	Stützziffer und Festigkeitskennwerte unterschiedlicher Werkstoffe (Grauguss = Gusseisen) als Funktion des bezogenen Spannungsgradienten: nach VDI-Richtlinie 2226 in Anlehnung an SIEBEL und STIELER [3]
2.9	Stützziffer und Festigkeitskennwerte von Eisengusswerkstoffen als Funktion des bezogenen Spannungsgradienten: Stahl und Gusseisen (GG Gusseisen mit Lamellengraphit, GGG Gusseisen mit Kugelgraphit, GT Temperguss, GS Stahlguss, nach FKM Richtlinie); umgezeichnet [3]
2.10	Rauheitsfaktor in Abhängigkeit von der Oberflächenrauheit R_z und Zugfestigkeit R_m [6], $K_{R,\sigma}$ in F_O umbenannt
2.11	Fließkurve, Begriffe und Definitionen [1]
2.12	NEUBER-Regel für den vereinfachten Fall, dass die Nennspannung vom Nennquerschnitt elastisch ertragen wird [4]

- 2.13 NEUBER-Regel für den allgemeinen Fall, dass die Nennspannung vom Nennquerschnitt nicht mehr elastisch ertragen wird [4]
- 2.14 Monotone und zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve [19]
- 2.15 Zyklischer Beanspruchungsverlauf: Hystereseschleifen (a), zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve (b) [3]
- 2.16 Zügige und zyklische Spannungs- und Dehnungs-Kurve bei zyklisch ver- oder entfestigendem Werkstoffverhalten nach LANDGRAF aus [20]
- 2.17 Dehnungs-Wöhler-Linie und zugehörige Bezeichnungen [4]
- 2.18 Hystereseschleife der Spannungen und Dehnungen bei zyklischer Beanspruchung, zugehörige Kenngrößen [3]
- 2.19 Schematische Darstellung des MASING-Verhaltens [1]
- 2.20 Lastfolge und Spannungs-Dehnungs-Pfad zur Veranschaulichung des Werkstoffgedächtnisses [4]
- 2.21 Kennwerte der Spannungs-Dehnungs-Hystereseschleife im Hinblick auf den Schädigungsparameter P_{SWT} [3]
- 2.22 Schematische Darstellung des Kerbgrundkonzepts mit Übertragbarkeit des Werkstoffverhaltens an der ungekerbten Vergleichsprobe auf das anrissrelevante Kerbgrundelement [3]
- 2.23 Anwendung des Kerbdehnungskonzepts zur Berechnung der anrissfreien Dauerfestigkeit Innendruck belasteter autofrettierter Bauteile nach SCHÖN und Mitarbeitern [1]
- 2.24 Last-Zeit-Verlauf eines autofrettierten Bauteils [1]
- 2.25 Bestimmung der lokalen Spannungs-Dehnungs-Pfade in Vergleichsgrößen durch abschnittsweise Ermittlung der Beanspruchungen zwischen den Lastumkehrpunkten und anschließender Überlagerung [6]
- 2.26 Schematische Darstellung einer Wöhlerlinie gemäß SWL 1999 [7]
- 2.27 Amplitude der Bauteil-Dauerfestigkeit, je nach Mittelspannung bzw. nach Spannungsverhältnis in den vier Bereichen der Bauteil-Mittelspannungsempfindlichkeit [5]
- 2.28 Fließkurven bei logarithmisch - bilinearem Spannungs-Dehnungsverhalten, schematisch [7], Fließnennspannung S_y , hier als effektive Fließnennspannung S_y^* im Nettoquerschnitt dargestellt
- 3.1 Dimensionen Zugprobe und Entnahmestelle aus Rohteil
- 3.2 Eingespannte Zugprobe mit aufgesetztem Dehnungsaufnehmer

- 3.3 Spannungs-Dehnungs-Kurve aus statischem Zugversuch EN-GJS-400-18
- 3.4 Vergleich der Spannungs-Dehnungs-Kurven für EN-GJS-400-18, technische Größen, RAMBERG-OSGOOD, Kennwerte Gusscharge SAKTHI / INTERMET, wahre Größen
- 3.5 Spannungs-Dehnungs-Kurve aus statischem Zugversuch EN-GJS-500-7
- 3.6 Vergleich der Spannungs-Dehnungs-Kurven für EN-GJS-500-7, technische Größen, RAMBERG-OSGOOD, Kennwerte Gusscharge SAKTHI / INTERMET, wahre Größen
- 3.7 Spannungs-Dehnungs-Kurve aus statischem Zugversuch EN-GJS-600-3
- 3.8 Vergleich der Spannungs-Dehnungs-Kurven für EN-GJS-600-3, technische Größen, RAMBERG-OSGOOD, Kennwerte Gusscharge SAKTHI / INTERMET, wahre Größen
- 3.9 Ergebnis dehnungskontrollierter Wöhlerversuch für den Werkstoff EN-GJS-400-18 mit konstanten Dehnungsamplituden 0,25%; 0,30%; 0,50% [55]; Angaben $s_{max} = \sigma_{max}$, $s_{min} = \sigma_{min}$, $ea, t = \varepsilon_{a, t}$
- 3.10 Stabilisierung der zyklischen Verfestigung am Werkstoff EN-GJS-400-18 bei konstanten Dehnungsamplituden 0,25%; 0,30%; 0,50% [55]; Angaben $s_{max} = \sigma_{max}$, $s_{min} = \sigma_{min}$, $ea, t = \varepsilon_{a, t}$
- 3.11 Hystereseschleifen an der Zugprobe für den Zeitpunkt: Erstbelastung, erste Hystereseschleife, Hystereseschleife halbe Bruchlastspielzahl für eine konstante Dehnungsamplitude 0,25%
- 3.12 Dehnungs-Wöhlerlinie EN-GJS-400-18
- 3.13 Zyklische Spannungs-Dehnungskurve für den Werkstoff EN-GJS-400-18
- 3.14 Ergebnis dehnungskontrollierter Wöhlerversuch für den Werkstoff EN-GJS-500-7 mit konstanten Dehnungsamplituden 0,30%; 0,40%; 0,50% [55]; Angaben $s_{max} = \sigma_{max}$, $s_{min} = \sigma_{min}$, $ea, t = \varepsilon_{a, t}$
- 3.15 Dehnungs-Wöhlerlinie EN-GJS-500-7
- 3.16 Zyklische Spannungs-Dehnungskurve für den Werkstoff EN-GJS-500-7
- 3.17 Ergebnis dehnungskontrollierter Wöhlerversuch für den Werkstoff EN-GJS-600-3 mit konstanten Dehnungsamplituden 0,30%; 0,40%; 0,50% [55]; Angaben $s_{max} = \sigma_{max}$, $s_{min} = \sigma_{min}$, $ea, t = \varepsilon_{a, t}$
- 3.18 Dehnungs-Wöhlerlinie EN-GJS-600-3
- 3.19 Zyklische Spannungs-Dehnungskurve für den Werkstoff EN-GJS-600-3

- 3.20 Vergleich der statischen und zyklischen σ - ε -Kurven für die Werkstoffe EN-GJS-400-18, EN-GJS-500-7 und EN-GJS-600-3. Kurven berechnet mit Stützstellen
- 3.21 Spannungs-Dehnungs-Verlauf an vorgezogenen ungekerbten Zugproben aus EN-GJS-400-18
- 3.22 Vergleich Erst-Entlastungskurven Zugprobe im Vergleich zu RAMBERG-OSGOOD Spannungs-Dehnungs-Kurven für den Werkstoff EN-GJS-400-18
- 3.23 Spannungs-Dehnungs-Verlauf an vorgezogenen ungekerbten Zugproben aus EN-GJS-500-7
- 3.24 Vergleich Erst-Entlastungskurven Zugprobe im Vergleich zu RAMBERG-OSGOOD Spannungs-Dehnungs-Kurven für den Werkstoff EN-GJS-500-7
- 3.25 Spannungs-Dehnungs-Verlauf an vorgezogenen ungekerbten Zugproben aus EN-GJS-600-3
- 3.26 Vergleich Erst-Entlastungskurven Zugprobe im Vergleich zu Ramberg-Osgood Spannungs-Dehnungs-Kurven für den Werkstoff EN-GJS-600-3
- 3.27 Fertigungsmaße der Bauteilprobe mit 90°-Verschneidung
- 3.28 Aufspannung der Bauteilprobe für die Einstufenversuche
- 3.29 Aufzeichnung der Autofrettagedrucke am Beispiel EN-GJS-400-18, Solldruck 3850 bar
- 3.30 Bruchlastspielzahlen am Innendruckschwell-Einstufenversuch mit 90°-Bauteilproben aus EN-GJS-400-18 bei einem Spannungsverhältnis $R \cong 0$
- 3.31 Bruchlastspielzahlen am Innendruckschwell-Einstufenversuch mit 90°-Bauteilproben aus EN-GJS-400-18 bei einem Spannungsverhältnis $R = 0,5$
- 3.32 Bruchlastspielzahlen am Innendruckschwell-Einstufenversuch mit 90°-Bauteilproben aus EN-GJS-500-7 bei einem Spannungsverhältnis $R \cong 0$
- 3.33 Bruchlastspielzahlen am Innendruckschwell-Einstufenversuch mit 90°-Bauteilproben aus EN-GJS-600-3 bei einem Spannungsverhältnis $R \cong 0$
- 3.34 Bruchlastspielzahlen am Innendruckschwell-Einstufenversuch mit 90°-Bauteilproben aus EN-GJS-600-3 bei einem Spannungsverhältnis $R = 0,5$
- 3.35 Bauteil-Bruchwöhlerlinien für die Werkstoffe EN-GJS-400-18, EN-GJS-500-7 und EN-GJS-600-3, nicht autofrettiert, Spannungsverhältnis $R \cong 0$
- 3.36 Bauteil-Bruchwöhlerlinien für die Werkstoffe EN-GJS-400-18, EN-GJS-500-7 und EN-GJS-600-3, autofrettiert, Spannungsverhältnis $R \cong 0$

- 3.37 Bauteil-Bruchwöhlerlinien, Vergleich nicht autofrettiert und autofrettiert, Spannungsverhältnis $R \cong 0$
- 3.38 Schematische Darstellung des Omission- und Truncation-Bereichs an einem Betriebslasten-Druckprofil [62]
- 3.39 Beschreibung des Zweistufen-Druckpulsversuch mit gleichbleibendem Maximaldruck
- 3.40 Versuchspunkte für Innendruckschwellversuche aufgetragen im HAIGH-Diagramm mit Druckamplitude und Mitteldruck für Bauteilproben EN-GJS-400-18 ECM-verrundet
- 3.41 Wöhlerschaubild Zweistufenversuch an Bauteilproben EN-GJS-400-18 autofrettiert und nicht autofrettiert unter konstantem Maximaldruck und verschiedenen Spannungsverhältnissen
- 3.42 Versuchspunkte für Innendruckschwellversuche aufgetragen im HAIGH-Diagramm mit Druckamplitude und Mitteldruck für Bauteilproben EN-GJS-600-3 ECM-verrundet
- 3.43 Wöhlerschaubild Zweistufenversuch an Bauteilproben EN-GJS-600-3 autofrettiert und nicht autofrettiert unter konstantem Maximaldruck und verschiedenen Spannungsverhältnissen
- 3.44 Qualitative Darstellung der Verschneidungskante einer scharfkantigen Probe Nr.: 128-A096-1-01 aus EN-GJS-400-18 und einer verrundeten Probe durch ECM-Entgratung Probe Nr.: 128-C014-1-01 aus EN-GJS-600-3
- 3.45 Graphitkorngröße und Verteilung, Probe Nr.: A063/4 aus EN-GJS-400-18, links Kernbereich, rechts Bohrungsbereich [53]
- 3.46 Gefügeuntersuchung Ätzung: 3% alk.HNO₃, Probe Nr.: A063/4 aus EN-GJS-400-18, links Kernbereich, rechts Bohrungsbereich [53]
- 3.47 Graphitkorngröße und Verteilung, Probe Nr.: B062/6 aus EN-GJS-500-7, links Kernbereich, rechts Bohrungsbereich [53]
- 3.48 Gefügeuntersuchung Ätzung: 3% alk.HNO₃, Probe Nr.: B062/6 aus EN-GJS-500-7, links Kernbereich, rechts Bohrungsbereich [53]
- 3.49 Graphitkorngröße und Verteilung, Probe Nr.: C065/4 aus EN-GJS-600-3, links Kernbereich, rechts Bohrungsbereich [53]
- 3.50 Gefügeuntersuchung Ätzung: 3% alk.HNO₃, Probe Nr.: C065/4 aus EN-GJS-600-3, links Kernbereich, rechts Bohrungsbereich [53]

- 3.51 REM-Bruchuntersuchung an der Probe A063/4 aus EN-GJS-400-18, ECM-verrundet, nicht autofrettiert. Oben Bruchstellenübersicht, rechts oben ECM-Oberfläche mit ausgelagerten Graphitkörnern aus der Matrix, rechts unten Bruchstelle [53]
- 3.52 REM-Bruchuntersuchung an der Probe B062/6 aus EN-GJS-500-7, scharfkantig, autofrettiert 4550 bar. Oben Verschneidungskante, rechts oben und rechts unten Gefügebeschädigungen teilweise an Graphitkörnern [53]
- 3.53 REM-Bruchuntersuchung an der Probe C065/4 aus EN-GJS-600-3, scharfkantig, autofrettiert 5350 bar. Links Verschneidungskante, rechts potentieller Rissstarter [53]
- 4.1 Finite-Element Modell mit 90°-Bohrungsverschneidung
- 4.2 Vernetzungselement Solid 187 - FEM-Software Ansys [56]
- 4.3 Automatisch vernetzte Probe mit gezielter Netzverfeinerung an der Verschneidungsstelle
- 4.4 Randbedingungen und Lasteingaben am Modell
- 4.5 Elastische Kerbformzahl der VON MISES Vergleichsspannung an der Verschneidungsstelle unter Berücksichtigung verschiedener Kantenverrundungen
- 4.6 VON MISES Vergleichsspannung entlang der Winkelhalbierenden mit Darstellung des Spannungsgradienten für die scharfkantige Probe
- 4.7 VON MISES Vergleichsspannung entlang der Winkelhalbierenden mit Darstellung des Spannungsgradienten für eine verrundete Probe mit Kantenradius 0,5mm
- 4.8 Kerbformzahl an der 90°-Verschneidung in Abhängigkeit vom Wandstärkenverhältnis der Probe
- 4.9 Vergleich der Kerbformzahlen: FEM Berechnung, Analytische Berechnung an der 90°-Verschneidung in Abhängigkeit vom Wandstärkenverhältnis der Probe
- 4.10 Berechnung der örtlichen Gesamtdehnung an der Kerbe einer verrundeten 90°-Bohrungsverschneidung mittels elastisch-plastischer Finite-Elemente-Methode Berechnung; Vergleich mit Ergebnissen aus der NEUBER-Kerbnäherungsbeziehung; Werkstoff EN-GJS-400-18
- 4.11 Berechnung der örtlichen Gesamtdehnung an der Kerbe einer scharfkantigen 90°-Bohrungsverschneidung mittels elastisch-plastischer Finite-Elemente-Methode Berechnung; Vergleich mit Ergebnissen aus der NEUBER-Kerbnäherungsbeziehung; Werkstoff EN-GJS-500-7

- 4.12 Berechnung der örtlichen Gesamtdehnung an der Kerbe einer verrundeten 90°-Bohrungsverschneidung mittels elastisch-plastischer Finite-Elemente-Methode Berechnung; Vergleich mit Ergebnissen aus der NEUBER-Kerbnäherungsbeziehung; Werkstoff EN-GJS-600-3
- 5.1 Spannungs-Dehnungs-Pfad am ungekerbten Zugstab [1]
- 5.2 Zusammenhang Kerbspannung σ und Nennlast Innendruck p [1]
- 5.3 Schädigungsparameter-Wöhlerlinie für den Werkstoff EN-GJS-400-18
- 5.4 Bauteil-Wöhlerlinien für die Werkstoffprobe mit 90°-Bohrungsverschneidung aus EN-GJS-400-18, Vergleich berechnete Wöhlerlinie zu experimentellen Ergebnissen aus dem Einstufenversuch $R \cong 0$
- 5.5 Schädigungsparameter-Wöhlerlinie für den Werkstoff EN-GJS-500-7
- 5.6 Bauteil-Wöhlerlinie für die Werkstoffprobe mit 90°-Bohrungsverschneidung aus EN-GJS-500-7, Vergleich berechnete Wöhlerlinie zu experimentellen Ergebnissen aus dem Einstufenversuch $R \cong 0$
- 5.7 Schädigungsparameter-Wöhlerlinie für den Werkstoff EN-GJS-600-3
- 5.8 Bauteil-Wöhlerlinie für die Werkstoffprobe mit 90°-Bohrungsverschneidung aus EN-GJS-600-3, Vergleich berechnete Wöhlerlinie zu experimentellen Ergebnissen aus dem Einstufenversuch $R \cong 0$
- 5.9 Schematischer Last-Zeit-Verlauf bei autofrettierten Bauteilen
- 5.10 Berechneter Spannungs-Dehnungs-Pfad an der Kerbe am scharfkantigen Bauteil EN-GJS-400-18
- 5.11 Berechneter Spannungs-Dehnungs-Pfad an der Kerbe am verrundeten Bauteil EN-GJS-400-18
- 5.12 Anriss-Wöhlerlinie am Bauteil EN-GJS-400-18 nach Kerbdehnungskonzept im Vergleich zur Bruch-Wöhlerlinie aus dem Einstufenversuch $R \cong 0$
- 5.13 Berechneter Spannungs-Dehnungs-Pfad an der Kerbe am scharfkantigen Bauteil EN-GJS-500-7
- 5.14 Anriss-Wöhlerlinie am Bauteil EN-GJS-500-7 nach Kerbdehnungskonzept im Vergleich zur Bruch-Wöhlerlinie aus dem Einstufenversuch $R \cong 0$
- 5.15 Berechneter Spannungs-Dehnungs-Pfad an der Kerbe am scharfkantigen Bauteil EN-GJS-600-3
- 5.16 Berechneter Spannungs-Dehnungs-Pfad an der Kerbe am verrundeten Bauteil EN-GJS-600-3

- 5.17 Anriss-Wöhlerlinie am Bauteil EN-GJS-600-3 nach Kerbdehnungskonzept im Vergleich zur Bruch-Wöhlerlinie aus dem Einstufenversuch $R \cong 0$
- 5.18 Anriss-Wöhlerlinie am Bauteil EN-GJS-400-18 autofrettiert, nach Kerbdehnungskonzept im Vergleich zur Bruch-Wöhlerlinie aus dem Einstufenversuch $R = 0,5$
- 5.19 Anriss-Wöhlerlinie am Bauteil EN-GJS-600-3 autofrettiert nach Kerbdehnungskonzept im Vergleich zur Bruch-Wöhlerlinie aus dem Einstufenversuch $R = 0,5$
- 5.20 Berechnete Bruch-Wöhlerlinie nach dem Synthetischen-Wöhlerlinien-Konzept für die nicht autofrettierte Bauteilprobe EN-GJS-400-18
- 5.21 Berechnete Bruch-Wöhlerlinie nach dem Synthetischen-Wöhlerlinien-Konzept für die nicht autofrettierte Bauteilprobe EN-GJS-500-7
- 5.22 Berechnete Bruch-Wöhlerlinie nach dem Synthetischen-Wöhlerlinien-Konzept für die nicht autofrettierte Bauteilprobe EN-GJS-600-3
- 6.1 Mittlere Dauerfestigkeiten p_D für Bauteilproben mit 90° -Verschneidung, experimentelle Ergebnisse Innendruckschwell-Einstufenversuch $R \cong 0$
- 6.2 Mittlere Dauerfestigkeiten p_D für Bauteilproben aus EN-GJS-400-18, Vergleich Ergebnisse Einstufenversuche $R \cong 0$ mit Berechnungsergebnissen nach dem Kerbdehnungskonzept
- 6.3 Mittlere Dauerfestigkeiten p_D für Bauteilproben aus EN-GJS-500-7, Vergleich Ergebnisse Einstufenversuche $R \cong 0$ mit Berechnungsergebnissen nach dem Kerbdehnungskonzept
- 6.4 Mittlere Dauerfestigkeiten p_D für Bauteilproben aus EN-GJS-600-3, Vergleich Ergebnisse Einstufenversuche $R \cong 0$ mit Berechnungsergebnissen nach dem Kerbdehnungskonzept
- 6.5 Mittlere Dauerfestigkeiten p_D für 90° -Bohrungsverschneidung Bauteilproben autofrettiert, Vergleich Ergebnisse Einstufenversuche $R = 0,5$ mit Berechnungsergebnissen nach dem Kerbdehnungskonzept
- 6.6 Mittlere Dauerfestigkeiten p_D für 90° -Bohrungsverschneidung Bauteilproben, Vergleich Ergebnisse Einstufenversuche $R \cong 0$ mit Berechnungsergebnissen nach dem Konzept Synthetische Wöhlerlinien
- 6.7 Bruchlast bzw. Berstdruck p_B für Bauteilproben mit 90° -Bohrungsverschneidung, Vergleich Ergebnis Berstversuch mit Berechnungsergebnissen nach dem Konzept Synthetische Wöhlerlinien

Anhang:

Anhang A.1

Laststufen Innendruckschwell-Einstufenversuche mit logarithmisch äquidistanter Einteilung.

Nr.	Laststufe Δp [bar]
1	7.400
2	6.800
3	6.250
4	5.750
5	5.300
6	4.900
7	4.500
8	4.150
9	3.800
10	3.500
11	3.200
12	2.950
13	2.700
14	2.500
15	2.300
16	2.110
17	1.950
18	1.790
19	1.650
20	1.520
21	1.400
22	1.290
23	1.180
24	1.090
25	1.000
26	920
27	850
28	780
29	720
30	660

Anhang A.2

Ergebnisse Innendruckschwell-Einstufenversuche EN-GJS-400-18

EN-GJS-400-18, ECM-verrundet, nicht autofrettiert, $R \cong 0$

Probennummer	Druckschwingweite Δp [bar]	Spannungsverhältnis R	Lastwechselzahl [-]	Bruch
A036/1	1290	0,04	2.010.000	nein
A042/5	1290	0,04	2.037.400	nein
A097/8	1290	0,04	3.385.000	ja
A041/5	1290	0,04	3.449.000	ja
A127/8	1290	0,04	4.343.590	ja
A059/5	1290	0,04	4.508.700	ja
A016/5	1290	0,04	4.816.135	ja
A063/4	1290	0,04	5.000.000	nein
A117/4	1340	0,04	2.156.900	ja
A107/3	1340	0,04	2.290.800	ja
A075/3	1340	0,04	2.432.250	ja
A091/4	1340	0,04	2.487.600	ja
A080/5	1340	0,04	2.757.260	ja
A094/5	1340	0,04	2.904.000	ja
A113/4	1400	0,03	1.831.000	ja
A113/4	1400	0,03	1.831.000	ja
A032/8	1520	0,03	776.900	ja
A084/1	1790	0,03	235.600	ja
A062/1	1950	0,03	152.500	ja
A073/7	2110	0,02	81.770	ja
A037/7	2300	0,02	38.950	ja
A061/1	2500	0,02	28.763	ja
A033/7	2700	0,02	15.300	ja
A068/8	2900	0,02	7.739	ja
A086/3	3200	0,02	4.311	ja
A079	3500	0,01	3.004	ja
A095/2	3800	0,01	1.735	ja
A110/5	3800	0,01	2.030	ja

EN-GJS-400-18, scharfkantig, nicht autofrettiert, $R \cong 0$

Probennummer	Druckschwingweite Δp [bar]	Spannungsverhältnis R	Lastwechselzahl [-]	Bruch
A044/5	1720	0,03	6.450.800	ja
A027/8	1720	0,03	6.603.640	ja
A131/6	1720	0,03	7.283.100	ja
A120/5	1720	0,03	7.415.850	ja
A002/5	1720	0,03	8.349.350	ja
A057/6	1720	0,03	9.167.160	ja
A047/5	1790	0,03	1.685.900	ja
A017/6	1790	0,03	2.051.800	ja
A123/5	1790	0,03	2.166.100	ja
A011/4	1790	0,03	2.197.000	ja
A060/6	1790	0,03	2.671.000	ja
A005/3	1790	0,03	3.164.870	ja
A096/8	1870	0,03	5.000.000	nein
A128/1	1870	0,03	5.000.000	nein
A010/4	1870	0,03	5.414.050	ja
A054/1	1870	0,03	5.608.280	ja
A125/8	1870	0,03	5.686.190	ja
A124/8	1870	0,03	5.906.470	ja
A019/2	1950	0,03	451.300	ja
A014/2	1950	0,03	465.300	ja
A119/8	1950	0,03	485.880	ja
A116/2	1950	0,03	561.620	ja
A048/2	1950	0,03	667.450	ja
A058/2	1950	0,03	757.990	ja
A130/3	2110	0,02	182.300	ja
A025/3	2300	0,02	79.240	ja
A006/3	2500	0,02	39.500	ja
A087/1	2700	0,02	18.300	ja
A007/1	2900	0,02	9.438	ja
A050/2	3200	0,02	5.815	ja
A118/1	3200	0,02	5.859	ja
A056/2	3500	0,01	3.230	ja
A115/4	3800	0,01	1.816	ja

EN-GJS-400-18, ECM-verrundet, autofrettiert 3850 bar, $R \cong 0$

Probennummer	Druckschwingweite Δp [bar]	Spannungsverhältnis R	Lastwechselzahl [-]	Bruch
A070/2	1870	0,03	5.000.000	nein
A111/2	1870	0,03	6.072.570	ja
A112/8	1870	0,03	6.118.710	ja
A099/4	1870	0,03	6.163.110	ja
A021/2	1870	0,03	6.253.090	ja
A102/6	1950	0,03	605.210	ja
A031/3	1950	0,03	619.320	ja
A106/1	1950	0,03	704.380	ja
A024/3	1950	0,03	714.400	ja
A092/7	1950	0,03	716.610	ja
A114/2	1950	0,03	877.550	ja
A083/2	2110	0,02	246.500	ja
A065/8	2300	0,02	88.300	ja
A066/1	2500	0,02	49.200	ja
A109/2	2700	0,02	23.210	ja
A038/8	2900	0,02	12.277	ja
A039/7	3200	0,02	7.231	ja
A004/3	3500	0,01	4.035	ja
A101/4	3800	0,01	2.273	ja

EN-GJS-400-18, ECM-verrundet, nicht autofrettiert, $R = 0,5$

Probennummer	Druckschwingweite Δp [bar]	Spannungsverhältnis R	Lastwechselzahl [-]	Bruch
A240/4	1180	0,50	1.826.717	ja
A231/8	1400	0,50	374.087	ja
A200/2	1650	0,50	107.451	ja
A227/3	1950	0,50	28.710	ja

EN-GJS-400-18, ECM-verrundet, autofrettiert 3850 bar, $R = 0,5$

Probennummer	Druckschwingweite Δp [bar]	Spannungsverhältnis R	Lastwechselzahl [-]	Bruch
A255	1180	0,50	2.369.600	nein
A213/4	1180	0,50	2.455.743	ja
A255	1180	0,50	2.674.313	ja
A234	1180	0,50	2.679.808	ja
A245/2	1290	0,50	1.482.925	ja
A013/3	1290	0,50	1.546.807	ja
A258/7	1290	0,50	1.566.257	ja
A251	1400	0,50	761.251	ja
A223/2	1650	0,50	192.639	ja
A221/5	1950	0,50	23.629	ja

Anhang A.3

Ergebnisse Innendruckschwell-Einstufenversuche EN-GJS-500-7

EN-GJS-500-7, scharfkantig, nicht autofrettiert, $R \cong 0$

Probennummer	Druckschwingweite Δp [bar]	Spannungsverhältnis R	Lastwechselzahl [-]	Bruch
B040/5	1290	0,04	10.000.000	nein
B039/5	1340	0,04	1.401.590	ja
B033/4	1340	0,04	1.498.050	ja
B013/3	1340	0,04	1.542.560	ja
B024/4	1340	0,04	1.577.585	ja
B019/4	1340	0,04	1.988.040	ja
B007/3	1340	0,04	2.137.260	ja
B020/4	1400	0,03	1.802.075	ja
B061/6	1520	0,03	1.537.840	ja
B044/5	1650	0,03	558.265	ja
B004/1	1790	0,03	231.580	ja
B003/1	1950	0,03	119.250	ja
B046/5	2110	0,02	51.990	ja
B045/5	2300	0,02	39.640	ja
B081/7	2500	0,02	22.579	ja
B058/6	2700	0,02	15.430	ja
B049/5	2950	0,02	9.060	ja
B059/6	3200	0,02	6.880	ja
B076/7	3500	0,01	3.599	ja
B060/6	3800	0,01	2.372	ja

EN-GJS-500-7, scharfkantig, autofrettiert 4550 bar, $R \cong 0$

Probennummer	Druckschwingweite Δp [bar]	Spannungsverhältnis R	Lastwechselzahl [-]	Bruch
B062/6	1650	0,03	558.265	nein
B065/6	1720	0,03	9.243.420	ja
B050/6	1790	0,03	3.455.330	ja
B075/7	1790	0,03	4.120.447	ja
B072/6	1790	0,03	4.185.760	ja
B085/8	1790	0,03	4.806.880	ja
B083/8	1790	0,03	5.814.150	ja
B063/6	1790	0,03	8.373.519	ja
B067/6	1950	0,03	1.095.390	ja
B080/7	2110	0,02	341.520	ja
B026/4	2300	0,02	133.263	ja
B055/6	2500	0,02	57.318	ja
B079/7	2700	0,02	28.460	ja
B073/6	2950	0,02	16.370	ja
B068/6	3200	0,02	7.880	ja
B052/6	3500	0,01	4.635	ja
B084/8	3800	0,01	2.938	ja

Anhang A.4

Ergebnisse Innendruckschwell-Einstufenversuche EN-GJS-600-3

EN-GJS-600-3, ECM-verrundet, nicht autofrettiert, $R \cong 0$

Probennummer	Druckschwingweite Δp [bar]	Spannungsverhältnis R	Lastwechselzahl [-]	Bruch
C033/4	1400	0,03	1.624.921	ja
C143/4	1400	0,03	1.624.921	ja
C146/6	1400	0,03	1.655.837	ja
C104/8	1520	0,03	615.629	ja
C069/1	1650	0,03	1.062.323	ja
C031/6	1790	0,03	361.841	ja
C030/6	1950	0,03	310.213	ja
C048/4	2110	0,02	177.322	ja
C073/4	2300	0,02	105.503	ja
C 034/4	2500	0,02	50.136	ja
C 047/5	2700	0,02	46.684	ja
C 042/2	2950	0,02	18.322	ja

EN-GJS-600-3, scharfkantig, autofrettiert 5350 bar, $R \cong 0$

Probennummer	Druckschwingweite Δp [bar]	Spannungsverhältnis R	Lastwechselzahl [-]	Bruch
C024/7	1790	0,03	5.601.600	ja
C072/2	1790	0,03	6.310.370	ja
C064/5	1790	0,03	6.320.000	ja
C066/3	1790	0,03	6.774.260	ja
C054/5	1790	0,03	8.622.100	ja
C065/4	1790	0,03	10.000.000	nein
C079/3	1950	0,03	1.051.340	ja
C019/8	1950	0,03	1.385.360	ja
C067/8	1950	0,03	1.393.050	ja
C001/7	1950	0,03	1.482.740	ja
C061/5	1950	0,03	1.686.375	ja
C059/8	1950	0,03	1.797.400	ja
C026/1	2110	0,02	466.900	ja
C043/8	2110	0,02	478.150	ja
C082/7	2110	0,02	503.800	ja
C076/1	2110	0,02	511.580	ja
C032/5	2110	0,02	529.350	ja
C055/7	2110	0,02	623.260	ja
C060/8	2300	0,02	204.640	ja
C016/1	2500	0,02	95.200	ja
C046/5	2700	0,02	48.410	ja
C011/8	2950	0,02	25.500	ja
C037/1	3200	0,02	13.600	ja
C036/6	3500	0,01	8.140	ja
C039/5	3800	0,01	4.150	ja

EN-GJS-600-3, ECM-verrundet, autofrettiert 5350 bar, $R \cong 0$

Probennummer	Druckschwingweite Δp [bar]	Spannungsverhältnis R	Lastwechselzahl [-]	Bruch
C010/8	1790	0,03	5.049.795	ja
C049/4	1790	0,03	5.375.500	ja
C002/4	1790	0,03	6.088.260	ja
C062/1	1790	0,03	6.894.600	ja
C014/2	1790	0,03	6.935.050	ja
C045/1	1790	0,03	8.434.700	ja
C085/5	1950	0,03	1.341.590	ja
C052/7	1950	0,03	1.353.940	ja
C084/8	1950	0,03	1.428.980	ja
C035/5	1950	0,03	1.478.070	ja
C081/1	1950	0,03	1.503.440	ja
C025/3	1950	0,03	1.716.810	ja
C029/8	2110	0,02	400.300	ja
C003/6	2110	0,02	539.640	ja
C050/4	2110	0,02	575.950	ja
C051/5	2110	0,02	580.180	ja
C038/3	2110	0,02	630.840	ja
C012/2	2110	0,02	740.250	ja
C004/7	2300	0,02	215.490	ja
C083/7	2500	0,02	103.600	ja
C007/3	2700	0,02	57.035	ja
C006/8	2950	0,02	27.300	ja
C041/8	3200	0,02	18.830	ja
C057/6	3500	0,01	8.870	ja
C008/8	3800	0,01	4.900	ja

EN-GJS-600-3, ECM-verrundet, nicht autofrettiert, $R = 0,5$

Probennummer	Druckschwingweite Δp [bar]	Spannungsverhältnis R	Lastwechselzahl [-]	Bruch
C101/2	1180	0,50	1.801.947	ja
C105/2	1400	0,50	396.686	ja
C125/1	1650	0,50	151.787	ja
C142/4	1950	0,50	54.826	ja

EN-GJS-600-3, ECM-verrundet, autofrettiert 5350 bar, $R = 0,5$

Probennummer	Druckschwingweite Δp [bar]	Spannungsverhältnis R	Lastwechselzahl [-]	Bruch
C145/3	1180	0,50	1.509.629	ja
C139/4	1180	0,50	1.515.365	ja
C138/6	1180	0,50	2.369.600	nein
C138/6	1180	0,50	3.435.513	ja
C134/8	1290	0,50	1.112.317	ja
C130/1	1290	0,50	1.255.506	ja
C053/5	1290	0,50	1.539.104	ja
C119/1	1400	0,50	852.553	ja
C150/5	1650	0,50	201.689	ja
C077/8	1950	0,50	66.167	ja

Anhang A.5

Ergebnisse Innendruckschwell-Zweistufenversuche EN-GJS-400-18

EN-GJS-400-18, ECM-verrundet, nicht autofrettiert, $p_{max} = 1700$ bar

Probennummer	Druckschwingweite Δp [bar]	Spannungsverhältnis R	Lastwechselzahl [-]	Bruch
A232	324	0,81	20.000.710	nein
A133/1	324	0,81	20.000.710	nein
A254/3	324	0,81	20.000.710	nein
A266/6	324	0,81	20.000.710	nein
A241/3	850	0,50	1.823.456	ja
A205	850	0,50	2.026.872	ja
A239	850	0,50	2.517.151	ja
A015/8	850	0,50	20.000.000	nein
A222	1066	0,37	956.215	ja
A134/4	1066	0,37	1.083.607	ja
A204	1066	0,37	1.248.990	ja
A132/7	1337	0,21	499.877	ja
A135/4	1337	0,21	564.401	ja
A243/8	1337	0,21	1.177.049	ja

EN-GJS-400-18, ECM-verrundet, autofrettiert 3850 bar, $p_{max} = 2160$ bar

Probennummer	Druckschwingweite Δp [bar]	Spannungsverhältnis R	Lastwechselzahl [-]	Bruch
A236	262	0,88	20.000.000	nein
A034/5	262	0,88	20.000.000	nein
A242	262	0,88	20.000.000	nein
A009/5	262	0,88	20.000.000	nein
A206/4	328	0,85	12.037.193	ja
A249/6	328	0,85	14.120.816	ja
A253/4	328	0,85	15.688.482	ja
A235	328	0,85	16.172.346	ja
A218/6	517	0,76	5.441.505	ja
A259/2	517	0,76	5.844.708	ja
A003/7	517	0,76	6.218.481	ja
A208/3	517	0,76	6.794.972	ja
A219/6	648	0,70	3.882.785	ja
A265/5	648	0,70	4.032.744	ja
A020/7	648	0,70	4.343.569	ja
A263/6	648	0,70	4.715.869	ja
A203	648	0,70	5.271.777	ja
A237/3	1080	0,50	1.138.638	ja
A052/4	1080	0,50	1.229.066	ja
A248	1080	0,50	1.355.983	ja

Anhang A.6

Ergebnisse Innendruckschwell-Zweistufenversuche EN-GJS-600-3

EN-GJS-600-3, ECM-verrundet, nicht autofrettiert, $p_{max} = 1700$ bar

Probennummer	Druckschwingweite Δp [bar]	Spannungsverhältnis R	Lastwechselzahl [-]	Bruch
C135/8	324	0,81	20.000.710	nein
C117/1	324	0,81	20.000.710	nein
C113/1	324	0,81	20.000.710	nein
C114/2	324	0,81	20.000.710	nein
C103/3	850	0,50	1.457.380	ja
C133/7	850	0,50	1.837.728	ja
C121/2	850	0,50	2.031.512	ja
C110/1	850	0,50	2.089.438	ja
C112/2	1066	0,37	843.921	ja
C129/4	1066	0,37	1.099.403	ja
C120/2	1066	0,37	1.116.362	ja
C137/4	1337	0,21	586.604	ja
C100/2	1337	0,21	884.548	ja
C116/8	1337	0,21	925.820	ja

EN-GJS-600-3, ECM-verrundet, autofrettiert 5350 bar, $p_{max} = 2160$ bar

Probennummer	Druckschwingweite Δp [bar]	Spannungsverhältnis R	Lastwechselzahl [-]	Bruch
C147/6	262	0,88	20.000.000	nein
C108/6	262	0,88	20.000.000	nein
C056/3	262	0,88	20.000.000	nein
C109/6	262	0,88	20.000.000	nein
C115/6	328	0,85	18.573.373	ja
C118/1	328	0,85	18.664.514	ja
C040/7	328	0,85	20.083.643	ja
C017/8	328	0,85	20.083.643	nein
C022/7	517	0,76	7.880.022	ja
C020/3	517	0,76	8.609.084	ja
C078/3	517	0,76	8.943.104	ja
C044/3	517	0,76	9.829.931	ja
C068/1	648	0,70	4.906.987	ja
C063/2	648	0,70	4.946.302	ja
C111/2	648	0,70	5.206.928	ja
C071/2	648	0,70	5.362.333	ja
C070/2	648	0,70	5.721.386	ja
C140/4	1080	0,50	1.033.838	ja
C123/3	1080	0,50	1.545.445	ja
C023/6	1080	0,50	1.593.412	ja