

Dissertation

EINFLUSS VON ÜBERLASTEN AUF DIE LANGZEITFESTIGKEIT

verfasst von

Dipl.-Ing. Norbert Theil

an der
Montanuniversität Leoben



am
Lehrstuhl für Allgemeinen Maschinenbau

zur Erlangung des akademisches Grades eines
Doktors der montanistischen Wissenschaften

Leoben, 17 April 2016



Eidesstattliche Erklärung

Ich erkläre an Eides statt, dass ich diese Doktorarbeit mit dem Titel " Einfluss von Überlasten auf die Langzeitfestigkeit " selbständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen und Hilfsmittel nicht benutzt und mich auch sonst keiner unerlaubten Hilfsmittel bedient habe.

Leoben, im April 2016

.....
Dipl.-Ing. Norbert Theil

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand überwiegend während meiner Beschäftigung bei der Firma MAN Nutzfahrzeuge Österreich AG, Spezialfahrzeuge Wien. Eine wissenschaftliche Arbeit ist jedoch nie das Werk einer einzelnen Person, deshalb ist es jetzt an der Zeit, mich bei allen Menschen zu bedanken, die mir die Erstellung meiner Dissertation ermöglicht haben.

Herrn Rektor Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. Dr.h.c Wilfried Eichlseder gilt mein herzlichster Dank dafür, dass ich unter seiner Betreuung diese Promotion anfertigen konnte. Ohne seine stets konstruktive Hilfe und sein offenes Ohr für Fragen wäre diese Doktorarbeit nicht entstanden.

Der gleiche Dank gilt Herrn Dipl.-Ing. Heinz Müllner, dem Bereichsleiter „Rolling Chassis“ bei der Firma MAN Truck & Bus AG in München. Besonders danke ich ihm für die Schaffung der Voraussetzungen zur Durchführung dieser Doktorarbeit, für die Motivation und für sein unerschütterliches Vertrauen in mich.

Dem Herrn Dipl.-Ing. Dr.mont. Gerhard Winter danke ich für die kollegiale und intensive Zusammenarbeit, für die immer vorhandene, uneingeschränkte und geduldige Bereitschaft zur Hilfe bei technischen und wissenschaftlichen Problemen und für die vielen wissenschaftlichen Diskussionen und Lösungsvorschläge, die maßgeblich zum Gelingen dieser Doktorarbeit beigetragen haben. Ohne seine Unterstützung wäre diese Doktorarbeit nicht gelungen.

Herrn assoz. Prof. Dipl.-Ing. Dr.mont. Michael Stoschka danke ich für die wissenschaftlichen Anregungen.

Für die Unterstützung bei der Durchführung der Versuche danke ich Herrn Dipl.-Ing. Bernd Strohhäussl und ich wünsche ihm viel Erfolg bei der Fertigstellung seiner Doktorarbeit.

Bei Herrn Dr.mont. István Gódor möchte ich mich für die stets konstruktiven und kritischen Anmerkungen bedanken.

Nicht minder aufreibend waren die vergangenen Jahre für meine Frau, die dieses Werk in allen Phasen mit jeder möglichen Unterstützung bedacht hat. Ich möchte mich für ihre unendliche Geduld, das Verständnis und für den grenzenlosen Glauben an mich bedanken.

Mein größter Dank gilt meiner Mutter, die mir das Studium ermöglichte und mich in all den Jahren in Phasen der Verzweiflung moralisch unterstützt und immer wieder ermutigt hat. Ich möchte mich bei ihr bedanken, dass sie immer an mich geglaubt hat und mir stets helfend zur Seite stand. Danke.

Kurzfassung

Aufgabestellung: Ziel der vorliegenden Doktorarbeit ist die Untersuchung des Überlastverhaltens an einem Feinkornbaustahl S500MC auf Zug-Druck Schwingbeanspruchung. Auf diesen Ergebnissen soll eine verbesserte rechnerische Methodik zur Abschätzung der Lebensdauer ausgearbeitet werden, welche in der Lage ist den Einfluss von Überlastblöcken zu berücksichtigen. Die verbesserte Berechnungsmethodik soll sich für ein breites Spektrum metallischer Werkstoffe eignen.

Erkenntnisse: Als erstes wurde der Einfluss von Kantenbearbeitungszuständen auf die Lebensdauer untersucht. Dabei wurden Flachproben aus S500MC mit vier unterschiedlichen Nachbearbeitungsmethoden geprüft. Generell konnte man feststellen, dass unabhängig von der Nachbearbeitungsmethode die Lebensdauer der Flachproben gegenüber den nicht nachbearbeiteten Proben um Faktor drei gesteigert wurde. Die Ergebnisse zeigen, dass gerade bei hochbelasteten Bauteilen die Nachbearbeitung der Schnittkanten nicht nur aus sicherheitstechnischer sondern auch aus schwingfestigkeitstechnischer Sicht sinnvoll und notwendig ist.

Als nächstes wurde der Einfluss von Überlasten auf die Langzeitfestigkeit untersucht. Dabei wurden mehrere Prüfprogramme mit unterschiedlichen Lastblöcken bzw. unterschiedlichen Überlastfaktoren definiert. Bei den Untersuchungen wurde zusätzlich ein optisches Meßsystem installiert um die Rissinitiierungsphasen ermitteln zu können. Die Versuche mit eintausend Schwingspielen in der Grundlast zeigten einen deutlichen Einfluss auf die Schwingfestigkeit, wobei es durch die zugschwellende Überlast zu statischen Anrissen kam und somit keine schwingbeanspruchte Rissinitiierung zu erkennen war.

Eine Modifikation der Kante durch eine Fase bzw. durch einen Radius hat eine Verbesserung des Lebensdauerverhaltens gezeigt.

Als letztes wurde eine Methodik für die rechnerische Abschätzung der Lebensdauer unter Berücksichtigung von Überlastblöcken entwickelt. Dabei handelt es sich zwar um eine lineare Rechenmethodik, welche jedoch das nichtlineare Verhalten der Wöhlerlinie berücksichtigt. Die Parallelen und Unterschiede gegenüber der Palmgren-Miner-Regel wurden diskutiert. Der wesentliche Unterschied zwischen den beiden Methoden besteht darin, dass die lineare Schadensakkumulationshypothese einen linearen Verlauf der Wöhlerlinie voraussetzt.

Die Validierung der Methodik wurde im zeitfesten Bereich unter Verwendung von isotropen metallischen Werkstoffen durchgeführt. Die Methodik liefert im Allgemeinen bessere Ergebnisse als jene von Palmgren-Miner, wobei in einigen Fällen die Schadensakkumulationsrechnung die Lebensdauer geringfügig überschätzt.

Eine Weiterentwicklung der Methodik in Hinblick auf die bruchmechanischen Interaktionseffekte zwischen Lastblöcken kann durch Einführung von nichtlinearen Schädigungsfortschrittskurven erfolgen.

Abstract

Problem formulation: The aim of the present PhD thesis is the investigation of the fatigue behaviour of flat samples made from thermo-mechanical rolled fine grained structural steel S500MC, subjected to tension-compression loading sequences containing overload blocks. Next using the experimental data, an improved fatigue life prediction method for the practical engineering use, taking in account the effect of the overload sequences has to be developed. The enhanced method should be applicable to broad spectra of metallic materials.

Findings: Firstly the influence of four different post-cutting treatments on the fatigue strength of the specimens made of S500MC has been investigated. The results have shown that post-cutting treatments essentially increase the fatigue life of the samples. The derived fatigue lives were about three times higher than the samples without post-cutting treatments. The most important insight from this investigation is that even an economically advantageous post-cutting treatment can lead to an improved fatigue life of the sheet structures.

Next the influence of overload blocks on the fatigue strengths has been investigated. Several load sequences with various load factors have been evaluated. To identify the crack initiation phase, an optical mess system has been installed. The experiments with one-thousand overload blocks have only shown a clear influence of the fatigue strengths of the samples; however the crack initiation was caused due to the high pulsating quasistatic overloads. Hence, the fatigue strength of the samples can be increased using different post-cutting treatments.

In the third and subsequently last step of the present work an improved fatigue life prediction method taking into account the overload blocks with a minimal level of effort for the practical engineering use at design stress level has been developed. The nonlinear behaviour of the S/N-curve has been taken into account. Similarities and differences in comparison with the linear cumulative damage rule were briefly examined and discussed. The discrepancy between the Pålmgren-Miner rule and the proposed novel method, especially in the high load ranges consists in the fact that the linear accumulation rule assumes a perfect linear S/N-curve in the concerned stress range.

The validation of the proposed method has been done in the finite life range using uniaxial experimental fatigue data, carried out on various specimens, made of different isotropic metallic materials. The calculated results have shown that the predicted fatigue lives using the presented method are generally more accurate than the fatigue lives calculated using the Pålmgren-Miner rule; however some of the results are non conservative in some cases.

An improved accuracy regarding the predicted fatigue life could be achieved using nonlinear damage growth curves, which simultaneously implies the implementation of additional material parameters in the calculation.

1. Inhaltsverzeichnis

1.	Inhaltsverzeichnis	4
2.	Einführung	6
2.1.	Allgemeines	6
2.2.	Aufgabestellung und Lösungsweg	7
2.3.	Gliederung der Arbeit	8
3.	Stand der Technik	9
3.1.	Ermüdungsfestigkeit	9
3.2.	Beanspruchung und Beanspruchbarkeit	10
3.3.	Beanspruchung-Zeit-Funktionen	11
3.4.	Der technisch relevante Anriss	12
3.5.	Überlasten	14
3.5.1.	Einfluss von Überlasten auf angerissene Bauteile	17
3.6.	Missbrauchereignisse	19
3.7.	Auslegung von Komponenten unter Betriebsbeanspruchung	20
3.7.1.	Lineare Schadensakkumulationshypothese	21
3.7.2.	Nichtlineare Ansätze für die rechnerische Abschätzung der Lebensdauer	23
3.7.3.	Bruchmechanische Ansätze	27
3.8.	Berücksichtigung von Überlasten in Normen und Regelwerken	29
3.8.1.	Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile – FKM [63]	30
3.8.2.	Krane nach DIN 15018 / EN 13001 [65]	30
3.8.3.	Tragfähigkeitsberechnung von Stirnrädern nach DIN 3990 [67]	31
3.8.4.	Druckgeräte Richtlinie AD2000 [68]	32
3.8.5.	Windkraftanlagen IEC 61400 [69]	33
4.	Experimentelle Untersuchungen	35
4.1.	Voruntersuchungen	35
4.1.1.	Fertigung und Vermessung der Proben	35
4.1.2.	Prüfeinrichtung	38
4.1.3.	Referenz-Wöhlerlinie	39
4.1.4.	Einfluss der Kantenbearbeitung auf die Lebensdauer	40
4.1.5.	Bruchflächenuntersuchungen	42
4.1.6.	Eigenspannungsmessungen	48
4.1.7.	Rechnerische Validierung	51
4.1.8.	Erkenntnisse aus den Voruntersuchungen	56
4.2.	Überlastversuche	58
4.2.1.	Prüfprogramm Nr.1- LoHiLo	61
4.2.2.	Prüfprogramm Nr.2 - HiLo	64
4.2.3.	Prüfprogramm Nr.3 - LoHi / HiLo	66
4.2.4.	Prüfprogramm Nr.4 -LoHiLoHi	67
4.2.5.	Prüfprogramm Nr.5 - LoHiLoHi	70
4.2.6.	Makroskopische Charakterisierung der Bruchflächen	73
4.2.7.	Diskussion der Überlastversuche	78
5.	Vorschlag für eine Methodik zur rechnerischen Abschätzung der Lebensdauer	81
5.1.	Problemstellung der betriebsfesten Auslegung	82
5.2.	Lösung	82
5.3.	Konzept in allgemeiner Form	98
5.4.	Diskussion der Methodik	100
5.4.1.	Vergleich mit der linearen Schadensakkumulationshypothese	100
6.	Validierung der Berechnungsmethodik	105
6.1.	Schweißbarer Feinkornbaustahl S500MC	106
6.1.1.	Diskussion der Ergebnisse	107

6.1.2.	Schweißbarer Feinkornbaustahl für Druckbehälter P355NL1	108
6.1.3.	Versuch Nr.1 – Spannungsverhältnis $R=0$	109
6.1.4.	Versuch Nr.2 – Spannungsverhältnis $R=0.15$	113
6.1.5.	Versuch Nr.3 – Spannungsverhältnis $R=0.3$	114
6.1.6.	Diskussion der Ergebnisse.....	116
6.2.	Schweißbarer Feinkornbaustahl MSZ 500-BC-3 (S460MC)	117
6.2.1.	Diskussion der Ergebnisse.....	119
6.3.	Schweißbarer Feinkornbaustahl HB60-3(St440).....	120
6.3.1.	Diskussion der Ergebnisse.....	122
6.4.	Nichtrostender austenitischer Stahl X5CrNi18-10 (A2-70)	123
6.4.1.	Diskussion der Ergebnisse.....	124
7.	Zusammenfassung und Ausblick	125
8.	Veröffentlichungen	128
9.	Literaturverzeichnis	129
10.	Anhang	133
10.1.	Oberflächenbeschaffenheit der Proben im Prüfbereich	133
10.2.	Referenz- Wöhlerlinie - Belastungsgeschichten.....	134
10.3.	Voruntersuchungen - Belastungsgeschichten.	134
10.4.	Bruchflächenuntersuchungen.....	135
10.4.1.	Lichtmikroskopie von Bruchflächen	135
10.4.2.	Metallografie der Bruchfläche von der Probe ÜV03.....	139
10.5.	Überlastversuche - Belastungsgeschichten.....	144
10.6.	Schwingspielverhältnisse zu den Überlastversuchen.....	146
10.7.	Schweißbarer Feinkornbaustahl S500MC	147
10.7.1.	Berechnungsablauf nach Palmgren-Miner für die Probe ÜV02.....	147
10.7.2.	Berechnungsablauf nach Theil für die Probe ÜV02 mit $s=1$	148
10.7.3.	Berechnungsablauf nach Theil für die Probe ÜV02 mit $s=1.1$	153
10.8.	Schweißbarer Feinkornbaustahl für Druckbehälter P355NL1.....	157
10.8.1.	Versuch Nr.1: Versuchsergebnisse nach [83].....	157
10.8.2.	Versuch Nr.2: Versuchsergebnisse nach [83].....	159
10.8.3.	Versuch Nr.3: Versuchsergebnisse nach [83].....	159
10.8.4.	Berechnungsablauf für die Probe Nr.1 (LoHi) aus der Tab. 25.....	160
10.8.5.	Berechnungsablauf für die Probe Nr.8 (HiLo) aus der Tab. 26.....	164
10.9.	Schweißbarer Feinkornbaustahl MSZ 500-BC-3 (S460MC)	168
10.9.1.	Geprüfte dreistufigeBlockprogramme nach [84].....	168
10.9.2.	Berechnungsablauf für die Probe Nr.3 aus der Tab. 40.....	170
10.10.	Schweißbarer Feinkornbaustahl HB60-3 (St440).....	175
10.10.1.	Geprüfte vierstufige Blockprogramme nach [85].....	175
10.10.2.	Berechnungsergebnisse	176
10.11.	Aluminiumlegierung 76S-T61 (7076 - T61).....	178
10.11.1.	Aluminiumlegierung 76S-T61 (7076 - T61) [36].....	178
10.11.2.	Diskussion der Ergebnisse.....	179
10.12.	Aluminiumlegierung AlCu4Mg2 (EN AW - 2024 - T8).....	182
10.12.1.	Aluminiumlegierung AlCu4Mg2 (EN AW - 2024 - T8) [42].....	182
10.12.2.	Diskussion der Ergebnisse.....	183
10.13.	Nichtrostender austenitischer Stahl X5CrNi18-10 (A2-70)	185
10.13.1.	Geprüfte zweistufige Blockprogramme nach [87]	185
10.13.2.	Berechnungsergebnis für den Block Nr.1.....	185

2. Einführung

2.1. Allgemeines

In der zweiten Hälfte des 18. Jahrhunderts begann in Europa eine rasante Entwicklung der Industrie. Neue Technologien entstanden, die Produktivität und Wirtschaftlichkeit begann an Bedeutung zu gewinnen. Die Erfindung neuer Maschinen, die wiederholten Belastungen mit hoher Häufigkeit ausgesetzt waren, führte zu neuartigen, bis zu dem Zeitpunkt unbekanntem Bauteilschäden. Solche Schäden wurden zunächst mit dem Auftreten von Überlasten begründet. Die Bedeutung und Entwicklung der ermüdungsfesten Auslegung im letzten Jahrhundert ist in [1] zusammengefasst.

1837 fand *Wilhelm August Julius Albert* an einer selbst entwickelten Prüfmaschine für Förderketten für das Berg- und Hüttenindustrie heraus, dass die Häufigkeit der Belastung eine der wesentlichen Schadensursache ist.

Die im 19. Jahrhundert entwickelten Lokomotiven mit statisch korrekt ausgelegten Radsatzwellen, kamen immer wieder im Eisenbahnbetrieb zu Schäden und zu schweren Unfällen. 1870 beschrieb *August Wöhler* den Zusammenhang zwischen Bruchlastspielzahl und Spannungsamplitude und legte damit den Grundstein für die Schwingfestigkeit.

In den nachfolgenden Jahren begann die systematische Erforschung und Weiterentwicklung der Betriebsfestigkeit. Neue Begriffe, Konzepte und Hypothesen wurden eingeführt um das Phänomen der Materialermüdung, zunächst auf makroskopischer und später in den sechziger Jahren, auf mikroskopischer Ebene beschreiben zu können.

Das bekannteste Verfahren für die rechnerische Abschätzung der Lebensdauer, wurde zunächst 1924 von *Arvid Pålmgren* [2] verwendet und 1945 von *Milton Miner* [3] postuliert. Diese Hypothese ist in die Geschichte der Betriebsfestigkeit unter dem Namen Pålmgren-Miner Regel oder "*lineare Schadensakkumulationshypothese*" eingegangen. Dieses Verfahren und dessen Modifikationen werden bis heute für die Abschätzung der Lebensdauer angewandt.

Die heute gängigen Lebensdauerberechnungsverfahren berücksichtigen Einflussfaktoren wie Oberflächenbeschaffenheit, Kerbwirkung, Temperatur, Größeneinfluss usw. Weitere wichtige Faktoren wie z.B. Überlasten oder Einfluss von Reihenfolgeeffekten blieben in den meisten Konzepten unberücksichtigt. Die Praxis hat jedoch gezeigt, dass in der Lebensdauer eines Systems Überlasten und ihre Reihenfolge eine entscheidende Rolle spielen und müssen bereits in der Auslegungsphase eines jeden Bauteils berücksichtigt werden.

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit dem Einfluss von Überlasten auf die Betriebsfestigkeit und bietet einen Beitrag zur Auslegung von Überlasten, der Reihenfolgeproblematik unter besonderer Berücksichtigung des Langzeitfestigkeitsbereichs.

2.2. Aufgabestellung und Lösungsweg

Aufgabestellung

Thermomechanisch gewalzte Feinkornbaustähle kommen im Nutzfahrzeugbau aber auch in anderen Gebieten des Stahlleichtbaues wie z.B. im Mobilkranbau oder in der Land- und Baumaschinenteknik als Standardwerkstoff zum Einsatz. Die am häufigsten verwendeten Blechdicken liegen zwischen 6-25mm und die üblichen Stahlqualitäten sind S355MC – S700MC [4]. Die Bauteile werden in der Regel aus den Halbzeugen durch thermisches Schneiden auf die gewünschte Geometrie zugeschnitten und durch diverse Umformverfahren auf ihre endgültige Form gebracht.

Nutzfahrzeugrahmen sind hoch beanspruchte Strukturbauteile, die überwiegend in Form von Leiterrahmen, in einigen wenigen Fällen als Mittelträgerrahmen ausgebildet werden. Leiterrahmen bieten bessere Anschlussmöglichkeit für das Triebwerk, Fahrwerk, die Aufbauten und die Hilfsrahmen, weshalb sich dieses Konzept bei den meisten Nutzfahrzeugherstellern etabliert hat.

Die Abstützung des Fahrwerkes, die Aufnahme von großen Verwindungen insbesondere bei Spezialfahrzeugen, die nicht vollständig vom Fahrwerk kompensiert werden können, die über die Radaufhängung auf die Räder übertragene senkrecht wirkende Kräfte gehören zu den Hauptaufgaben des Nutzfahrzeugrahmens. Spezialfahrzeuge werden extrem hohen Belastungen ausgesetzt und Sonderereignisse wie z.B. Überlasten spielen in der Gesamtlebensdauer eine entscheidende Rolle.

Die Entwicklung solcher dynamisch hochbeanspruchten Strukturbauteile fordert umfangreiche Kenntnisse sowohl über das Werkstoff- als auch über das Überlastverhalten der verwendeten Werkstoffe. Obwohl Feinkornbaustähle heute zu den gängigen Materialien zählen, liegen vergleichsweise wenige Untersuchungen bzw. wissenschaftliche Arbeiten zum Thema Überlastverhalten und Reihenfolgeeffekte vor [5].

Ziel der vorliegenden Arbeit ist das Überlastverhalten an einem Feinkornbaustahl S500MC auf Zug-Druck Schwingbeanspruchung zu untersuchen. Es soll eine verbesserte rechnerische Methodik zur Abschätzung der Lebensdauer ausgearbeitet werden, welche in der Lage ist den Einfluss von Überlastblöcken zu berücksichtigen.

Lösungsweg

Um die Ermüdungsfestigkeit von thermomechanisch gewalzten Stählen zu charakterisieren, werden zunächst in Anlehnung an DIN 50100 [6] und ISO 1099 [7] einstufige Zug-Druck Schwingfestigkeitsversuche an Flachproben durchgeführt um eine Referenz-Wöhlerlinie zu ermitteln. Besonderes Augenmerk ist auf den Effekt der Kantenbearbeitung zu legen, damit eine schwingfeste Dimensionierung für einen repräsentativen Oberflächenzustand ermittelt wird. Dieser Schritt ist in Kapitel 4.1 zusammengefasst.

Die Versuche werden bis zu einer maximalen Lastspielanzahl von zehn Millionen Lastwechselzyklen aufgebracht. Die Belastungsrichtung der Flachproben wird aus diesem Grunde so gewählt, dass diese mit der Walzrichtung des Halbzeuges übereinstimmt. Obwohl die Rahmenbauteile durch thermisches Trennen hergestellt werden, werden die Proben für die Untersuchungen durch Wasserstrahlschneiden gefertigt. Es soll dadurch einen möglichen Temperatureinfluss und damit ein weiterer Einflussparameter auf die Lebensdauer ausgeschlossen werden. Im Rahmen der Voruntersuchungen sollen Proben mit unbearbeiteten und unterschiedlich nachbearbeiteten Schnittkanten geprüft werden.

Sowohl die Kantenradien der nachbearbeiteten Flachproben als auch die Oberflächenbeschaffenheit im Prüfbereich werden vermessen.

Die Walzhautoberfläche wird entsprechend der realen Fertigungsbedingungen von Längsträgern nicht nachbearbeitet. Die Oberflächenbeschaffenheit wird in diesem Bereich ebenfalls vermessen. Die Ergebnisse sollen in Hinblick auf die Schwingfestigkeit darüber Auskunft geben, in wie weit und in welchem Ausmaß die Nachbearbeitung der Schnittkanten Relevanz hat.

Die Bruchflächen der Referenz-Wöhlerproben werden umfangreichen Untersuchungen unterworfen um ein komplettes Bild über die Rissinitiation und die Rissausbreitung zu gewinnen.

In einem weiteren Schritt werden zweistufige Schwingfestigkeitsversuche in Anlehnung an die Referenz-Wöhlerlinie durchgeführt. Im Rahmen dieser Versuche werden unterschiedliche Prüfzenarien entwickelt, die Rückschlüsse über das Überlastverhalten ermöglichen sollen. Einzelne Überlastblöcke werden in die Grundstufe eingestreut, wobei die Anzahl der Lastwechselzyklen und die Höhe der Überlasten im jeweiligen Block variiert werden sollen. Die Schnittkanten der meisten Proben wird lediglich mit Schleifpapier gebrochen. In einigen Fällen werden jedoch Überlastversuche mit nachbearbeiteten Schnittkanten (Radius oder Fase) durchgeführt. Die nachbearbeiteten Proben sollen Aufschluss geben über den Kanteneinfluss auf das Überlastverhalten.

Eine Bruchflächenuntersuchung der Überlastproben wird entsprechend der Wöhlerproben auch in diesem Fall durchgeführt. Abschließend werden alle Ergebnisse aus den Überlastversuchen gegenübergestellt und es wird versucht eine Systematik in Hinblick auf das Überlastverhalten und auf die Reihenfolgeeffekte zu finden.

In Kapitel 5 wird eine verbesserte Berechnungsmethodik vorgestellt, welche den Einfluss von Überlastblöcken auf die Lebensdauer für nichtgeschweißtes Grundmaterial ermöglicht. Die Berechnungsmethodik wird in Kapitel 6 anhand von Versuchsergebnissen validiert.

2.3. Gliederung der Arbeit

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden folgende drei Schwerpunkte definiert und bearbeitet:

- a) Ermittlung einer Referenz-Wöhlerlinie und Untersuchung des Einflusses der Kantenbearbeitungszustände auf die Lebensdauer. Dieser Punkt wurde im [Kap. 4.1](#) behandelt.
- b) Untersuchung des Einflusses von Überlasten auf die Langzeitfestigkeit, welche dem [Kap. 4.2](#) entnommen werden kann.
- c) Entwicklung und Validierung einer einfachen Berechnungsmethodik für die Abschätzung der Lebensdauer unter Berücksichtigung von Überlasten. Dieser Schwerpunkt wurde in den [Kap.5](#) und [Kap.6](#) behandelt.

3. Stand der Technik

Fahrgestellrahmen sind hoch beanspruchte Bauteile, die überwiegend in Form von Leiterrahmen, in einigen wenigen Fällen als Mittelträgerahmen gebaut werden. Leiterrahmen bieten bessere Anschlussmöglichkeit für das Triebwerk, das Fahrwerk, die Aufbauten sowie für den Hilfsrahmen, weshalb dieses Konzept bei den meisten Nutzfahrzeugherstellern eine breitere Verwendung gefunden hat. Bei der Herstellung von Längsträgern wird darauf geachtet, dass sie in die Walzrichtung der Halbzeuge gerichtet werden. Die Rahmenober- und Rahmenuntergurte werden in erster Linie beim Durchbiegen des Leiterrahmens auf Zug- bzw. Druck beansprucht. Die Belastungsrichtung der geprüften Flachproben wurde aus diesem Grunde so gewählt, dass diese mit der Walzrichtung des Halbzeuges übereinstimmt.

Die Weiterentwicklung von Stahlblechhalbzeugen im Hinblick auf die Verbesserung der mechanischen Eigenschaften durch Herstellverfahren wie thermomechanisches Walzen, ermöglichte insbesondere im Nutzfahrzeugbau aber auch in anderen Gebieten des Stahlleichtbaus wie z.B. im Mobilkranbau oder in der Land- und Baumaschinenteknik eine Steigerung der Wirtschaftlichkeit durch die Erhöhung der Nutzlasten bei gleich bleibendem Eigengewicht. Die besonders guten Festigkeits- und Zähigkeitseigenschaften von thermomechanisch gewalzten Feinkornbaustählen wird dadurch erreicht, dass während der Endwalzphase das stark gestreckte und verformte Austenitgefüge in eine sehr feinkörniges ferritisches Gefüge umwandelt [73]. Zu den Besonderheiten dieser Stähle gehört die sehr gute Schweißbarkeit, ermöglicht durch die sehr niedrigen Kohlenstoffgehalte und Kohlenstoffequivalente, sowie eine ausgezeichnete Kaltumformbarkeit. Thermomechanisch gewalzte Feinkornbaustähle kommen heute im Nutzfahrzeugbau als Standardwerkstoff bei tragenden Strukturen zum Einsatz. Die am meisten verwendeten Blechdicken liegen zwischen 6-25mm und die üblichen Stahlqualitäten sind S355MC – S690MC. Die Bauteile werden in der Regel aus den Halbzeugen durch thermisches Schneiden auf die gewünschte Geometrie zugeschnitten und durch diverse Umformverfahren auf die endgültige Form gebracht. Das Entgraten von Schnittkanten wird in der Regel aus sicherheitstechnischen und nicht aus festigkeitstechnischen Überlegungen durchgeführt.

3.1. Ermüdungsfestigkeit

In diesem Kapitel werden die Grundbegriffe der *Ermüdungs-*, *Schwing-* und *Betriebsfestigkeit* erläutert [14], [16], [27], [33], [46], [47], [51], [52].

Bauteile unter statischer oder quasistatischer Beanspruchung, werden in der Regel einem Festigkeitsnachweis gegen unzulässige plastische Verformungen oder Gewaltbruch unterzogen [12].

Bauteile können unter schwingender Beanspruchung bereits bei weitaus geringeren Belastungen als die im statischen Zugversuch ermittelter Zugfestigkeit versagen können [12]. Man spricht in solchen Fällen von Ermüdungs- oder Schwingbrüche und für die Bemessung der Bauteile ist ein statischer Festigkeitsnachweis nicht ausreichend. Ein Dauer-, Zeit- oder Betriebsfestigkeitsnachweis muss in diesem Fall separat geführt werden [12].

Weitere Untersuchungen haben gezeigt, dass die Ermüdungsbrüche stark von der Beanspruchung-Zeit-Funktion abhängen, ob diese periodisch oder aperiodisch, deterministisch oder stochastisch sind [16].

Um diese Phänomene genauer beschreiben zu können wurden zusätzlich Begriffe wie *Schwing-* und *Betriebsfestigkeit* unter dem Oberbegriff Ermüdungsfestigkeit eingeführt [17].

Wenn die Beanspruchung harmonisch (sinusförmig) ist, dann spricht man von Schwingfestigkeit. Ist die Beanspruchung stochastisch, so spricht man in der Regel von Betriebsfestigkeit.

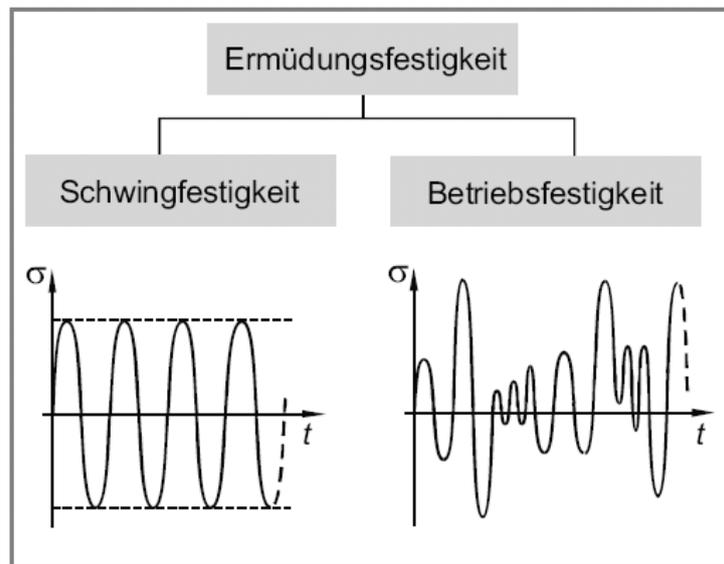


Abb. 1: Ermüdungs-, Schwing- und Betriebsfestigkeit nach Läßle[12]

Die Ermüdungsfestigkeit dient im Grunde genommen als Oberbegriff für die Schwingfestigkeit, für die Betriebsfestigkeit aber auch für den Rissfortschritt bei ein- und mehrstufiger Beanspruchung [46].

3.2. Beanspruchung und Beanspruchbarkeit

Während des Betriebes treten mechanische, tribologische, thermische und chemische Belastungen, einzeln oder kombiniert auf [18].

Die Antwort des Werkstoffes oder Bauteiles auf die Belastung wird als Beanspruchung bezeichnet. Mechanische Belastungen sind also Kräfte, Momente und die hervorgerufenen Beanspruchungen sind Spannungen und Dehnungen. Die Entwicklung einer Beanspruchung in einem Bauteil hängt von der Höhe und dem Zeitverlauf der Belastung, von den Werkstoffeigenschaften, der Temperatur und vom Umgebungsmedium ab.

Die mechanischen Belastungen lassen sich unter Berücksichtigung des Zeitfaktors im Großen und Ganzen in statische, quasistatische, schwingende und stoßartige Belastungen unterteilen. Die hervorgerufenen Beanspruchungen sind unterschiedlich und müssen dementsprechend behandelt werden. Die statischen und stoßartigen Belastungen stehen nicht im Mittelpunkt der vorliegenden Arbeit und werden deswegen im Weiteren nicht behandelt.

Im Gegensatz zu der statischen Bemessung von Bauteilen, bei der von quasistatisch angesehenen Lasten ausgegangen wird, steht bei der Dimensionierung gegen Versagen durch Schwingungsbruch der im Betrieb auftretende Ablauf der Lasten über der Zeit als wichtigstes Merkmal im Vordergrund [13].

Diese wurden nach Buxbaum [15] „Beanspruchung-Zeit-Funktionen“ genannt.

Die Beanspruchbarkeit ist die Fähigkeit des Bauteiles, die durch Belastungen hervorgerufenen Beanspruchungen zu ertragen. Eine perfekte Bauteilauslegung in Hinblick auf die Lebensdauer würde dann bedeuten, dass das Verhältnis zwischen Beanspruchung und Beanspruchbarkeit gleich eins sein muss. Verhältnisse über eins führen zu Unterbemessung, Verhältnisse unter eins zu Überbemessung des Bauteiles.

Laut Haibach: " das Ziel einer Bauteilauslegung nach Grundsätzen der Betriebsfestigkeit ist in zweifacher Hinsicht vorgegeben: zum einen gilt es, ein vorzeitiges Bauteilversagen durch Schwingbruch oder gefährlichen Schwinganriss mit der gebotenen Sicherheit auszuschließen, zum anderen soll diese vorrangige Forderung ohne Überbemessen der Querschnitte und ohne unnötigen Fertigungsaufwand auf wirtschaftliche Weise erfüllt werden." [14]

3.3. Beanspruchung-Zeit-Funktionen

Die lebensdauergerichte Auslegung eines Bauteils setzt also zunächst die Kenntnis der Beanspruchungs-Zeit-Funktion voraus. Beanspruchungs-Zeit-Funktionen können in der Regel empirisch oder numerisch an ausgewählten Stellen einer Konstruktion ermittelt werden. Folgende Abbildung zeigt einige Beanspruchungs-Zeit-Funktionen am Beispiel eines Bergfahrzeuges unter diversen Einsatzbedingungen.

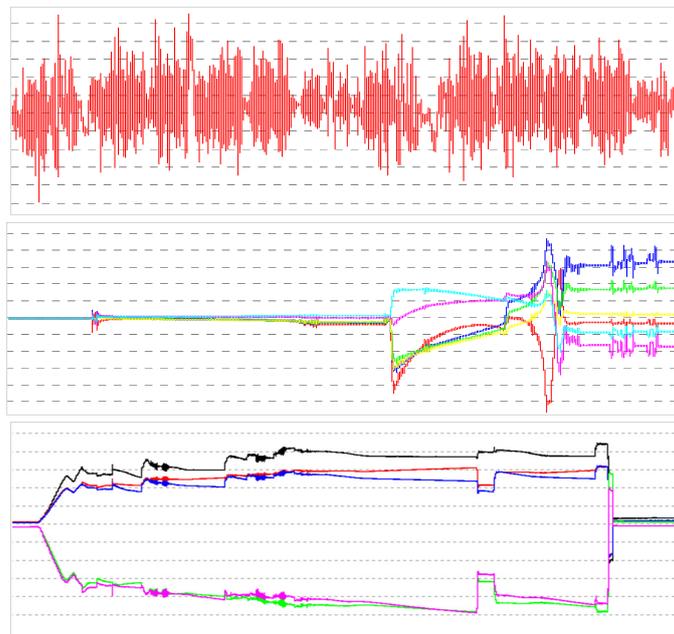


Abb. 2: Beanspruchungs-Zeit-Funktionen am Beispiel eines Bergfahrzeuges: Geländefahrt (oben), Seilwindeneinsatz (Mitte), Bergevorgang eines Fahrzeuges (unten) [Quelle: MAN Nutzfahrzeuge AG]

Die Beanspruchungs-Zeit-Funktionen sind im Allgemeinen sehr unterschiedlich und wurden von Buxbaum [15] in Grund- und Zusatzbeanspruchungen unterteilt.

Im allgemeinen Fall ist die Grundbeanspruchung quasistatisch veränderlich, beispielsweise aus der veränderlichen Beladung eines Nutzfahrzeugs, oder aus einer Veränderung des statischen Systems, wie bei Flugzeugen aus dem Boden-Luft-Lastspiel für den Flügelwurzelbereich, der auf dem Rollfeld ein nach unten, im Flug hingegen ein nach oben gerichtetes Biegemoment erfährt [14]. Die Zusatzbeanspruchung kann laut Radaj [16] periodisch veränderlich (Schwingungserregung), einmalig aperiodisch (Einzelereignisse, Stoßerregung) oder regellos aperiodisch (Umwelteinflüsse) auftreten.

In der Praxis können zusätzlich zu den Betriebslasten, Sonderereignisse auftreten. In dieser Kategorie werden Überlasten und Missbrauchereignisse eingegliedert. Abb. 3 zeigt einige in für die Nutzfahrzeugtechnik spezifische Sonderereignisse.

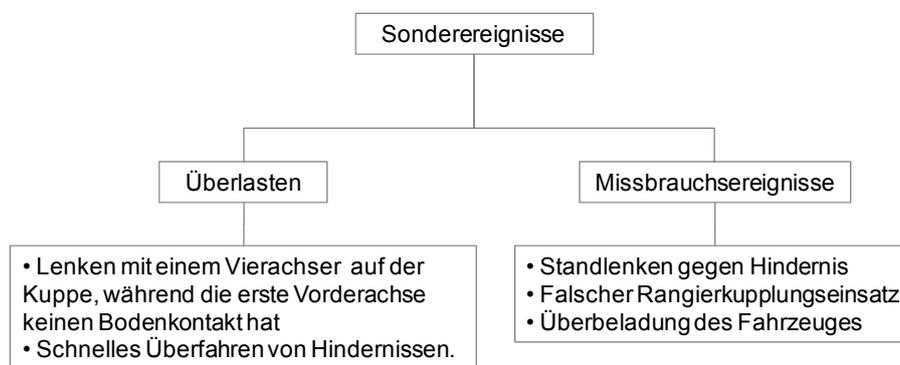


Abb. 3: Beispiel für Sonderereignisse in der Nutzfahrzeugtechnik

In der Nutzfahrzeugerprobung werden unter anderem Blockprogrammversuche durchgeführt und Überlastblöcke werden in die Blockprogramme mit gewissen Häufigkeiten eingestreut. Diese Häufigkeiten und die Höhe der Überlastamplituden können z.B. von den geplanten Einsatzbedingungen der Fahrzeuge gewählt werden.

3.4. Der technisch relevante Anriss

Das Phänomen der Ermüdung wird nach dem heutigen Stand der Technik in mehrere Phasen unterteilt. Ingenieurtechnisch gesehen spricht man von einer Risseinleitungs- und einer Rissfortschrittsphase, wobei die erstere nur dann in Betracht gezogen wird, wenn das Bauteil Lunker- und Porenfrei und generell im fehlerfreien Neuzustand ist.

Die Risseinleitungsphase kann in die Phasen Anrissbildung, Mikrorisswachstum und Übergang zum Makrorisswachstum unterteilt werden. Die Rissfortschrittsphase besteht aus der Makrorisswachstumsphase und aus dem darauffolgenden Gewaltbruch. Die Entstehung eines Schwingungsrisses beginnt also in der Regel mit der Phase der Anrissbildung, gefolgt von der Mikrorisswachstumsphase bis ein technisch relevanter Anriss erreicht wird. Ab dem Zeitpunkt spricht man von der Makrorisswachstumsphase. Der makroskopische Riss nimmt unter schwingender Beanspruchung zu und führt sukzessive zur Verringerung des Bauteilrestquerschnittes und abschließend zum Gewaltbruch.

"Meistens geht ein Schwingbruch von einer besonders beanspruchten Stelle im Bauteil aus. Eine solche Beanspruchung kann beispielsweise durch eine einmalige Überlast verursacht werden, wobei das Bauteil eine geringe Vorschädigung erfährt, die unter Umständen nur schwer nachweisbar ist, aber im weiteren Betrieb zum Versagen führt." [48]

Der Einfluss von Oberflächendefekten, Kerben, Lunken, Einschlüsse, Poren, Bearbeitungsrillen etc. spielen in der Phase der Anrissbildung eine wesentliche Rolle. Selbst wenn die Bauteiloberfläche ideal glatt wäre, könnte eine Anrissbildung unter schwingender Beanspruchung nicht vermieden werden. Beanspruchungen verursachen, auch wenn sie unterhalb der Dehngrenze liegen Versetzungsbewegungen, die die glatte Oberfläche aufrauen [48]. Ist bereits eine Oberfläche aufgeraut, so können Oberflächenanriss ein das Material hineinwachsen.

Abb. 4 zeigt die Entstehung von Intrusionen und Extrusionen entlang der Gleitbändern mit zunehmender Schwingspielzahl von links (glatte Oberfläche) nach rechts (aufgeraute Oberfläche).

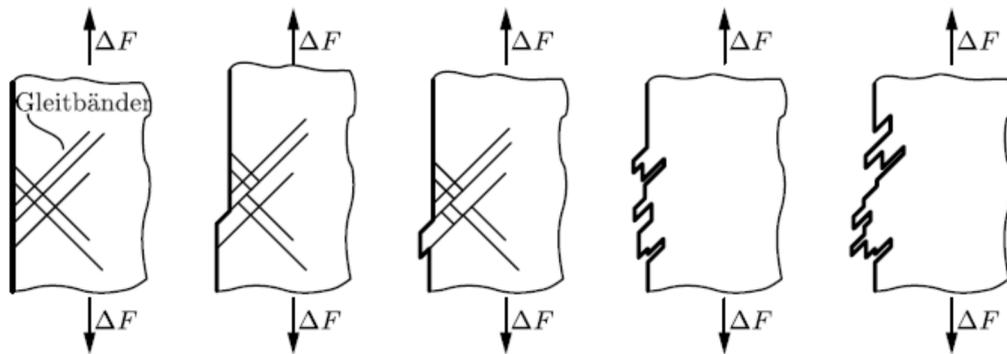


Abb. 4: Schematische Darstellung des Aufrauens einer theoretisch glatten Oberfläche unter schwingender Beanspruchung [48].

Mikrorisse verlaufen in der Regel in der Anrissbildungsphase im Belastungsmodus II oder III [32], [33], [48]. Wird die Bauteiloberfläche Kaltverfestigt durch Kugelstrahlen, Hämmern, Festwalzen etc. oder sind die Beanspruchungsamplituden weit unterhalb der Dehngrenze, so bleiben die Versetzungsbewegungen an der Bauteiloberfläche verhältnismäßig gering. Die Gesamtlebensdauer des Bauteiles steigt dadurch und sie wird überwiegend in der Anrissbildungsphase verbraucht.

Treten hohe Beanspruchungsamplituden sprich Überlasten auf, so werden die Versetzungsbewegungen ausgeprägter, so dass die Geschwindigkeit der Mikrorissbildung und des Risswachstums steigt.

Risspitzen sind mathematisch betrachtet singuläre Stellen, welche hohen Spannungsspitzen haben und werkstoffbedingt zu lokalen Plastifizierungen führen. Aufgrund der Spannungsspitzen und der plastischen Zonen können auch ungünstig orientierte Gleitsysteme aktiviert werden. Erst in diesem Moment kann ein Riss in den Belastungsmodus I übergehen. Dieser Modus ist durch senkrechte Rissausrichtung zur maximalen Hauptnormalspannung gekennzeichnet und hat die größte Bedeutung, denn der Werkstoffwiderstand ist gegen diesen Modus am geringsten [14].

In diesem Stadium spricht man bei metallischen Werkstoffen von einem technisch relevanten Anriss, dessen Länge ca. 0,05-2mm beträgt [45]. Der technisch relevante Anriss wird im Schwing- oder Betriebsfestigkeitsversuch ermittelt.

In der rechnerischen Abschätzung der Lebensdauer betrachtet man also die experimentell ermittelte Wöhlerlinie als Totalschadenslinie [45]. Obwohl in den meisten Fällen die Funktionstüchtigkeit solcher angerissenen Bauteile noch nicht beeinträchtigt ist, werden z.B. in der Fahrzeugindustrie oder im Maschinenbau Risslängen dieser Größenordnung als Ausfallskriterium betrachtet. Die betroffenen Bauteile müssen ersetzt werden.

Können Bauteile aus diversen Gründen nicht ersetzt werden oder kommen komplizierte und kostenaufwendige Leichtbaukonstruktionen zum Tragen, so werden in manchen Bereichen der Ingenieurwissenschaften angerissene Bauteile zugelassen. Die Zulassung angerissener Bauteile setzt jedoch umfangreiche Kenntnisse über das Werkstoffverhalten und den Rissfortschritt voraus. Mit diesen Fragen beschäftigt sich die Ermüdungsriß-Bruchmechanik.

In Kap. 3.7.3 wird die rechnerische Abschätzung der Restlebensdauer unter Verwendung des Riss- oder Risswachstumskonzeptes erläutert. Für eine detaillierte Einführung in die technische Bruchmechanik wird auf die Fachliteratur [32], [33], [48], [53], [54], [50] verwiesen.

3.5. Überlasten

Die Erfahrung lehrt, dass in der Gesamtlebensdauer eines Systems neben den betriebsüblichen Lasten höhere Lastspitzen oder Lastblöcke auftreten können. Diese Lasten sind in vielen Gebieten des Ingenieurwesens praktisch unvermeidbar und werden abhängig von der Höhe der Lastamplituden als Überlasten bezeichnet.

Die Auslegung und Konstruktion solcher Bauteile fordert eine besondere Aufmerksamkeit, denn die Nichtberücksichtigung dieser Lasten würde zum frühzeitigen Versagen des Bauteiles führen. Die Berücksichtigung der Überlasten als betriebsübliche Lasten würde hingegen zur Überdimensionierung und somit zu einer unwirtschaftlichen Konstruktion führen.

Im Weiteren werden einige ausgewählte Beispiele aus der Nutzfahrzeugentwicklung herangezogen, um das Phänomen der Überbelastung besser zu veranschaulichen.

Sonderfahrzeuge werden extrem hohen Belastungen ausgesetzt und Überlasten spielen in der Fahrzeugauslegung in Hinblick auf die Gesamtlebensdauer eine entscheidende Rolle. Lenken gegen Hindernis oder Lenken auf einer Kuppe, Überqueren von Hindernissen mit hoher Geschwindigkeit sind nur einige Beispiele die in die Kategorie Überlasten fallen.

Durch das Lenken auf einer Kuppe mit einem schweren Vierachsfahrzeug werden sowohl in der Lenkung als auch im Fahrwerk hohe Beanspruchungen hervorgerufen. Das Fahrwerk wird durch die ungleichmäßige Aufteilung der Achslasten, besonders hoch belastet.

Hängt die erste Vorderachse in der Luft, so trägt die zweite Vorderachse die Gesamtachslast der beiden Vorderachsen, siehe Abb. 5. Diese wird im Regelfall auf die zwei Vorderachsen in einem bestimmten Verhältnis, oder gleichmäßig verteilt.



Abb. 5: Überlastszenario in der Sonderfahrzeugprüfung. Lenken auf der Kuppe während die erste Vorderachse in der Luft hängt [Quelle: MAN Nutzfahrzeuge AG]

In den Kräfteinleitungsstellen wie z.B. in den Anschlussstellen von Feder- und Lenkerböcken, Brückenwinkeln, Querträgern etc. entstehen hohe Spannungsspitzen die unter Umständen zu örtlichen plastischen Verformungen führen können. Das Lenken unter solchen Bedingungen kann zur Verdoppelung der üblichen Beanspruchungen im Fahrwerk, Lenkung und Fahrgestellrahmen führen.

Ein weiteres Beispiel für Überlasten stellt die Kurvenfahrt mit eingeschalteten Quer- und Längssperren auf Asphalt- oder Betonboden bei Nutzfahrzeugen mit Allradantrieb dar. Hohe Lasten treten dann auf, wenn das Fahrzeug wechselnd im Gelände und auf Asphalt- oder Betonboden unterwegs ist.

Die Differenzialsperren bleiben in solchen Fällen gesperrt und der Fahrgestellrahmen erfährt hohe wechselnde Schubbelastungen. Diese dürfen weder zum Verbiegen noch zum Versagen der Längsträger, Querträger, Knotenbleche oder sonstiger Komponente führen.

Ein Spezialfall der Überbelastung stellt das dynamische Verhalten von Bauteilen oder Systemen dar. Verweilt eine nicht ausreichend gedämpftes System im Resonanzbereich, so treten hohe Spannungsamplituden mit großer Häufigkeit auf und der Widerstand des Werkstoffes wird in kürzester Zeit verbraucht. Auftreten von Ermüdungsrissen und Versagen von Bauteilen sind in solchen Fällen vorprogrammiert. Die Anregungen können vom Fahrzeugantrieb oder von der Fahrbahn über die Aufhängung des Fahrzeuges kommen.

Die Eigenfrequenz der Starrachse eines Nutzfahrzeuges liegt meistens zwischen 9-15 Hz. Die Kräfte von der Achse werden durch diverse Lenker in den Fahrgestellrahmen eingeleitet. Die Anregung der Achse im oben erwähnten Frequenzbereich kann, abhängig von der Höhe und der Häufigkeit des Lastblocks zu Schäden führen.

Als Beispiel wird von einem solchen Resonanzfallkurz berichtet. Die Anregung im Eigenfrequenzbereich einer gelenkten Vorderachse, führte zu Überbelastung des Fahrwerkes und des Lenksystems. Die Räder der Achse sind durch die Anregung auf einer speziellen Fahrbahn, in gegenphasiges "Flattern" gekommen und die Spannungsamplituden stiegen in manchen Komponenten über die betriebsüblichen Werte [90].

Abb. 6 zeigt die Gegenüberstellung der Beanspruchungs-Zeit-Funktionen für das gleiche Bauteil für zwei unterschiedliche Geschwindigkeiten auf derselben Fahrbahn.

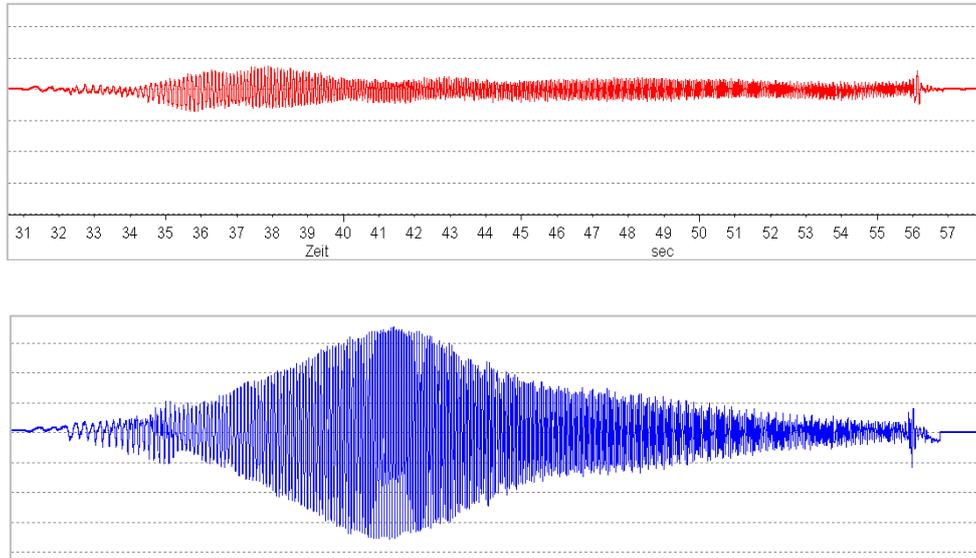


Abb. 6: Resonanzbedingte Überlasten in einer Fahrwerkskomponente eines Mehrzweckfahrzeuges [Quelle: MAN Nutzfahrzeuge AG]

Die erste Beanspruchungs-Zeit-Funktion aus Abb. 6 entspricht einem gewöhnlichen Betriebszustand des Systems ohne Resonanzverhalten. Die dynamische Antwort des Systems ist unspektakulär.

Die zweite, untere Beanspruchungs-Zeit-Funktion stellt das dynamische Verhalten des Systems durch Befahren der gleichen Fahrbahn, jedoch mit einer anderen Fahrgeschwindigkeit dar. Durch die Anregung im Eigenfrequenzbereich steigen die Spannungsamplituden über die zulässigen Werte. Wird ein solches System nicht ausreichend gedämpft, so können die betroffenen Komponenten innerhalb von kürzester Zeit versagen.

Diese Beispiele veranschaulichen die Mannigfaltigkeit der Überlasten und zeigen gleichzeitig, dass obwohl diese sehr unterschiedlicher Ursprung sind, spielen in der Lebensdauer eines jeden dynamischen Systems entscheidende Rolle.

Überlasten müssen in der Entwicklungsphase stets als außergewöhnliche Bemessungssituation berücksichtigt werden. In der Automobilindustrie hat sich zum Begriff der Überlasten folgende Betrachtungsweise etabliert: *Überlasten sind nicht planmäßig auftretende aber mögliche Lasten, die während der bestimmungsgemäßen Verwendung eines Systems gemeinsam mit den Betriebslasten, einzeln oder mit einer geringeren Häufigkeit auftreten können, ohne die Funktionstüchtigkeit, die Zuverlässigkeit und die Laufleistung zu beeinträchtigen.*

Aus dieser Definition geht nun hervor, dass für die Lebensdauer des Systems nicht nur die Höhe der Überlast sondern auch ihre Häufigkeit entscheidend ist. Manche Manöver die Lastspitzen verursachen und mit einer hohen Häufigkeit auftreten (obwohl sie dem bestimmungsgemäßen Gebrauch des Bauteiles entsprechen), können zu Bauteilschäden führen.

Als Beispiel soll an dieser Stelle nochmals auf das Lenken gegen Hindernis oder auf das Lenken auf der Kuppe erinnert werden.

Die Überlasthäufigkeit soll in der Regel so definiert werden, dass in der gesamten Nutzungsdauer des Systems alle zu erwartenden Überlasten, mit ausreichender Sicherheit abgedeckt sind. Das Überschreiten der Häufigkeit kann unter Umständen zu Bauteilschäden

führen. Der Nachweis des Überschreitens der zulässigen Überlasthäufigkeit im Schadensfall ist in den meisten Fällen ein sehr mühsamer wenn nicht unmöglicher Weg. Es stellt sich dabei immer auch die Frage, ob für die Bauteilqualifizierung die herangezogene Überlasthäufigkeit richtig gewählt und definiert wurde?

Eine zu geringe Überlasthäufigkeit würde zu frühen Bauteilschäden führen, während eine zu konservative Definition der Überlasthäufigkeit zu einer überdimensionierten und unwirtschaftlichen Konstruktion führen würde.

Aus diesen Gründen sollten die Lastkollektive die zur Bemessung dynamischer Systeme herangezogen werden, stets aktualisiert und an die neuen Erkenntnisse aus dem Betrieb angepasst werden.

Ebenso für eine wirtschaftliche und betriebssichere Auslegung des Bauteiles, sollte eine Korrelation zwischen der Höhe und Häufigkeit der Überlasten sowie der geplanten Gesamtlebensdauer gefunden werden.

3.5.1. Einfluss von Überlasten auf angerissene Bauteile

Der Einfluss von Überlasten und ihre Reihenfolge auf die Lebensdauer waren zunächst in der Luft- und Raumfahrttechnik sowie im Kernkraftwerksbau, vor allem aus bruchmechanischer Sicht von besonderer Bedeutung. Näheres zum Thema Einfluss von Überlasten bzw. bruchmechanischer Auslegung von nichtgeschweißten und geschweißten Strukturen siehe [22], [27], [28], [29], [30], [31], [32], [33], [45].

Die Erfüllung immer strenger werdender Anforderungen in Hinblick auf Kostenreduktion, Minimierung des Materialverbrauchs, Gewichtoptimierung, genauere Lebensdauerangaben setzt genauere Kenntnisse über die Belastungsgeschichte, Schadensmechanismen der verwendeten Werkstoffe sowie über die Auslegungsstrategien voraus.

Die Untersuchung angerissener Bauteile und die Wechselwirkung beim Übergang von einer Beanspruchungsstufe auf die andere, ist seit den 60-er Jahren Gegenstand der bruchmechanischen Forschung. Abb. 7 zeigt exemplarisch den theoretischen Übergang von einer höheren Beanspruchungsstufe (Hi - High) auf eine niedrigere Beanspruchungsstufe (Lo - Low) in einem Zweistufenversuch. Es ist bei diesem Beispiel zu bemerken, dass beide Rissfortschrittskurven einstufiges Verhalten darstellen und der Übergang von einer Stufe auf die andere ohne Berücksichtigung jeglicher Wechselwirkung zwischen den beiden Stufen geschehen ist.

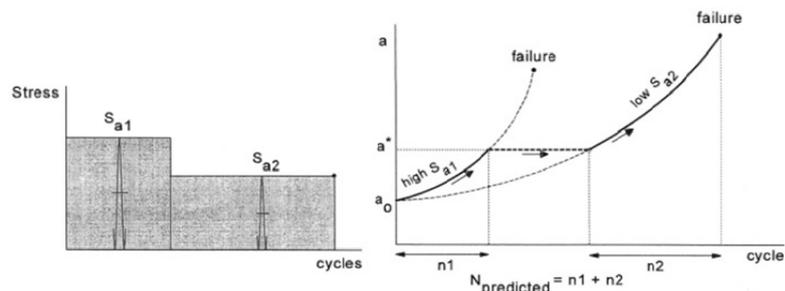


Abb. 7: Risswachstum in einem Zweistufenversuch ohne Interaktionseffekte nach Schijve [27]

Systematische Untersuchungen haben gezeigt, dass die Rissausbreitungsgeschwindigkeit unter mehrstufiger Beanspruchung nicht nur von den Momentan-Werten der Spannungsintensität ΔK und des Spannungsverhältnisses R abhängt, sondern von der Anzahl, Höhe und Reihenfolge der unmittelbar vorangegangenen Beanspruchungsamplituden [16], von den

Eigenspannungszuständen an den eingeleiteten Risspitzen, von Ver- und Entfestigungszuständen und von Risschließeffekten. Alle diese Einflüsse werden in der Ermüdungsrissbruchmechanik als Interaktions- oder Übergangseffekte behandelt.

Abb. 8 zeigt die tatsächliche Rissfortschrittentwicklung anhand von drei unterschiedlichen Versuchen an Flachproben mit Innenriss aus Aluminiumlegierung Al 2024 -T3 nach Schijve [60]. Im Rahmen dieser Untersuchungen wurden drei Prüflinge drei unterschiedlicher Prüfprogramme unterworfen. In der ersten Stufe wurden bei allen drei Proben niedrige Spannungsamplituden von 24 MPa eingestreut. Die Anzahl der aufgetragenen Schwingspiele war in der ersten Stufe unterschiedlich, so dass am Ende des ersten Lastblocks drei unterschiedliche Risslängen erreicht wurden. Danach wurden in der zweiten Stufe höhere Spannungsamplituden von 54 MPa eingestreut und in der letzten Stufe wurde dann das Spannungsniveau wieder auf 24 MPa reduziert.

Anhand dieses Beispiels konnte man veranschaulichen, dass das Risswachstum von der gesamten Belastungsgeschichte und nicht nur von dem momentanen Geschehen abhängt. Nach einer kurzen Risswachstumsbeschleunigung infolge höherer Lastamplituden stabilisierte sich der Rissfortschritt und pflanzte sich parallel mit der ersten niedrigen Risswachstumskurve fort.

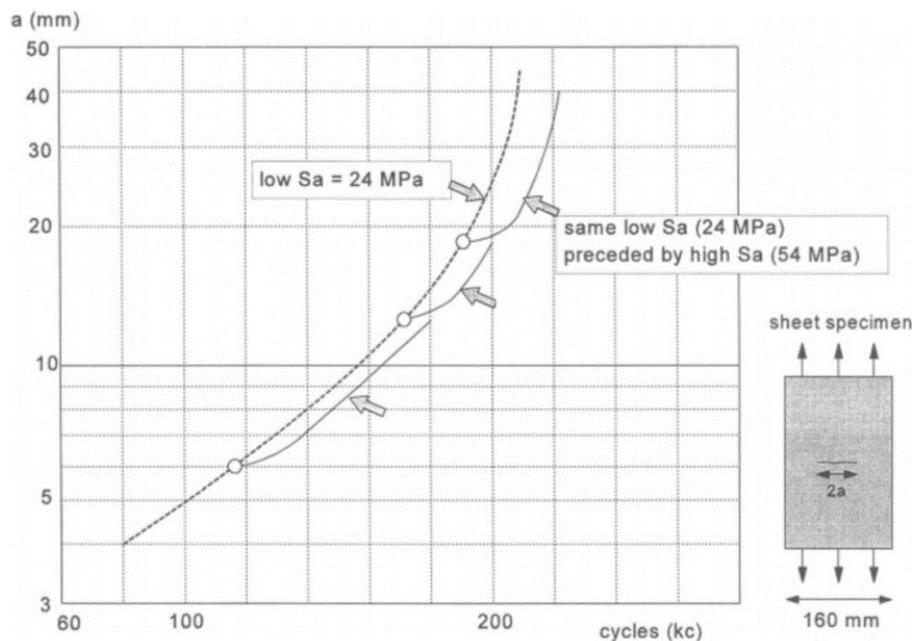


Abb. 8: Rissfortschritt unter Berücksichtigung von Interaktionseffekten beim Übergang von einer Beanspruchungsstufe auf die andere nach Schijve [60].

Abb. 9 zeigt typische von Führung [59] beobachtete Reihenfolgeeffekte, die im Betrieb auftreten können.

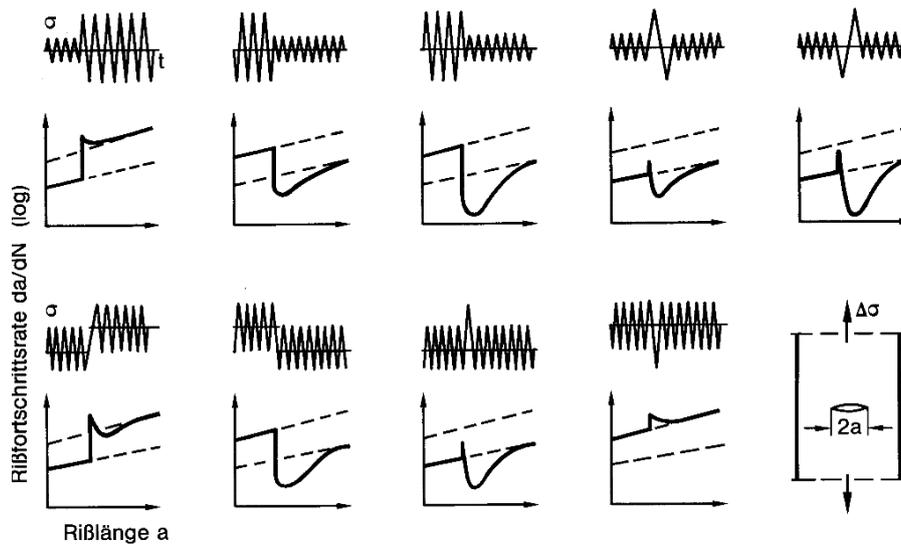


Abb. 9: Darstellung typischer Reihenfolgeeffekte bei der Rissausbreitung nach Führung [59]

Schott [45] hat den Einfluss von Überlasten und die Reihenfolgeeffekte auf das Rissgeschehen folgendermaßen charakterisiert:

- Beim Übergang von hohen auf niedrige Lastamplituden verzögert sich die Rissausbreitung.
- Plötzliche Verringerung der Mittelspannung bei konstanten Spannungsamplituden führt ebenfalls zur Verzögerung der Rissausbreitung.
- Einzelne oder mehrfache (blockartige) Überlasten verlangsamen oder stoppen die nachfolgende Rissausbreitung.
- Eine Überlastamplitude kann unmittelbar zu einer kurzzeitigen Rissbeschleunigung führen.
- Die Lebensdauerverlängerung durch eine positive Überlast wird durch eine negative Lastspitze deutlich verringert.

Petrak [61] hat nachgewiesen, dass einzelne Zugüberlasten zur Steigerung der Lebensdauer führen können. Die Rissfortschrittsverzögerung hängt stark von der Zähigkeit des Werkstoffes ab. Hohe Streckgrenzen führen zu höheren plastischen Zonen an der Risspitze und somit durch die induzierten Druckeigenstressungen zur Lebensdauersteigerung.

Die Abnahme der Probendicke hat durch das Vorhandensein eines ebenen Spannungszustandes (in dicken Proben herrscht ebener Dehnungszustand) ebenfalls einen Einfluss auf die Lebensdauersteigerung [62].

3.6. Missbrauchereignisse

Obwohl Missbrauchereignisse und deren Auswirkung auf die Bauteilfestigkeit kein Gegenstand der vorliegenden Arbeit ist, wird eine kurze Beschreibung dieser Belastungsart vorgenommen, da schließlich auch diese Lasten in die Kategorie der Sonderereignisse fallen.

Missbrauchereignisse geschehen in der Regel vorsätzlich, entsprechen nicht dem bestimmungsgemäßen Gebrauch eines Systems und führen in den meisten Fällen zu Funktionsbeeinträchtigungen oder Schäden. Der Entwicklungsingenieur muss daher bei der Auslegung eines Bauteiles und bei der Werkstoffauswahl darauf achten, dass Missbrauchereignisse nicht zum sofortigen Versagen des Bauteils, sondern zu einem eindeutig erkennbaren Schadensbild führen. Anhand dieses Schadensbildes kann das Ausmaß des Schadens erkannt werden und falls notwendig, das betroffene Bauteil oder System ersetzt werden.

Als Beispiel könnte man hier die Rangier- oder Abschleppkupplungen von Sonderfahrzeugen erwähnen. Diese dürfen im Falle von Missbrauch nicht schlagartig Versagen oder zu Beschädigung des Front- oder der Schlussquerträger, der Stoßstangen oder sonstiger Bauteile führen.

Durch korrekte Materialauswahl und fachgerechte Bauteilauslegung können solche Bauteile so gestaltet werden, dass Missbrauchereignisse zugunsten erkennbaren Schadenserscheinungen (z.B. plastische Verformungen) führen.

Zusammenfassend kann über die Missbrauchereignisse folgendes gesagt werden: *Missbrauchereignisse sind nichtplanmäßig auftretende aber mögliche Ereignisse die nicht der bestimmungsgemäßen Verwendung eines System entsprechen und führen in den meisten Fällen zu Funktionsbeeinträchtigungen oder Schäden.*

Sie sind aus Schwingfestigkeitstechnischer Sicht nicht relevant und werden im Rahmen der vorliegenden Arbeit nicht weiter behandelt.

3.7. Auslegung von Komponenten unter Betriebsbeanspruchung

Die versuchstechnische Erfassung der Lebensdauer von Komponenten und Baugruppen ist mit zeit- und kostenintensiven Schwing- und Betriebsfestigkeitsversuchen verbunden. Entsprechen die geprüften Lebensdauerwerte den Anforderungen nicht, so müssen neue Entwicklungsschleifen und Bauteilerprobungen durchgeführt werden, bis die Ergebnisse die Erwartungen erfüllen. Die Durchführung von rechnerischen Lebensdauerabschätzungen ist heute aus diesen Gründen aus dem Entwicklungsprozess nicht mehr wegzudenken.

Im Laufe der vergangenen paar Jahrzehnte wurden zu diesem Zweck diverse Berechnungskonzepte entwickelt und perfektioniert. Im Weiteren werden einige gängige Konzepte erläutert. Ein Überblick über Auslegung von Komponenten unter Berücksichtigung von Betriebslasten im Hochzeit- bzw. Langzeitfestigkeitsbereich nach dem heutigen Stand der Technik bietet [19], [20], [34], [35].

Die im Kapitel 5 vorgestellte Berechnungsmethodik bietet eine Möglichkeit zur rechnerischen Auslegung von Komponenten unter Betriebsbeanspruchung. Diese Methodik kann insbesondere angewendet werden, wenn bei der Auslegung Überlastblöcke zu berücksichtigen sind und eine Lebensdauer im hochzeitfesten Bereich zu erwarten ist. Die Validierung der Berechnungsmethodik in Kapitel 6 hat gezeigt, dass die Lebensdauerergebnisse stimmen mit den experimentellen Ergebnissen im Bereich von $1E4$ - $2E6$ Schwingspiele gut überein.

3.7.1. Lineare Schadensakkumulationshypothese

Das bekannteste Verfahren für eine rechnerische Lebensdauerabschätzung wurde zunächst in 1924 in der Kugellagerindustrie von *Palmgren* [2] verwendet und später in 1945 von *Miner* [3] in der heutigen Form postuliert. Das Verfahren ist heute unter dem Namen lineare Schadensakkumulationshypothese oder Palmgren-Miner-Regel bekannt. Schaden tritt entsprechend dieses Verfahrens ein, wenn der gesamte Widerstand des Werkstoffes vollständig verbraucht wird.

Die Grundidee dieser Hypothese geht aus der Überlegung heraus, dass jedes Schwingspiel eine Teilschädigung hervorruft, die im Laufe der Gesamtlebensdauer linear akkumuliert und schließlich einen Wert erreicht, der als kritisch betrachtet wird und zum Schaden führen kann. Die Hypothese wurde in folgender Form in Formel gefasst:

$$D = \sum_i \frac{n_i}{N_i} \quad \text{Glg. (3.1)}$$

D – Schädigungssumme (Gesamtschädigung)

n_i - aufgebrauchte Schwingspielzahl auf einem bestimmten Spannungshorizont

N_i - max. ertragbare Schwingspielzahl auf dem Spannungshorizont

Miner führte Mehrstufenversuche mit Aluminiumflachproben 2024-T3 durch und er stellte fest, dass die Gesamtschädigungen zwischen 0,61 und 1,45 lagen.

Der Durchschnitt dieser Werte liegt nahezu bei eins, weshalb möglicherweise $D=1$ als Richtwert in der Lebensdauerabschätzung verwendet wird. Zahlreiche Experimente haben jedoch gezeigt, dass die Schädigungssumme von diesem hypothetischen Wert erheblich abweichen kann.

Ein weiteres Problem in der linearen Schadensakkumulationshypothese stellten die Amplituden dar, welche unter der Eckschwingspielzahl des Werkstoffes liegen.

Zu dem Einfluss dieser Schwingspiele auf die Schädigung wurden unterschiedliche Ansätze vorgeschlagen. Die Betriebsdauer oder die ertragbare Schwingspielzahl bis zum Bruch kann nach Palmgren-Miner folgendermaßen berechnet werden:

$$N_M = \frac{\sum_{i=1}^j n_i}{\sum_{i=1}^{l-1} \frac{n_i}{N_i}} \quad \text{Glg. (3.2)}$$

oder

$$N_M = \frac{\sum_{i=1}^l n_i}{\sum_{i=1}^{l-1} \frac{n_i}{N_D} \cdot \left(\frac{\sigma_{ai}}{\sigma_D} \right)^k} \quad \text{Glg. (3.3)}$$

wobei

$$N_i = N_D \cdot \left(\frac{\sigma_D}{\sigma_{ai}} \right)^k \quad \text{Glg. (3.4)}$$

n_i - aufgebrauchte Schwingenspielzahl auf einem bestimmten Spannungshorizont

N_i - ertragbare Schwingenspielzahl auf dem Spannungshorizont

N_M - gesuchte Schwingenspielzahl

N_D - Eckschwingspielzahl

σ_{ai} - Spannungsamplitude

σ_D - der Eckschwingspielzahl entsprechenden Spannungsamplitude

k - Wöhlerlinienneigung

Glg. (3.4) stellt die Wöhlerliniengleichung nach *Basquin* [24] im doppellogarithmischen Netz dar. Die lineare Schadensakkumulationshypothese berücksichtigt in ihrer ursprünglichen Form die Schwingspiele unterhalb des Abknickpunktes nicht. Aus diesem Grund wurden unterschiedliche Modifikationen vorgeschlagen. Durch diese Modifikationen konnten in der Schädigungsrechnung auch die Schwingspiele unterhalb der Eckschwingspielzahl berücksichtigt werden.

Die sogenannte elementare Miner-Regel berücksichtigt in der Schädigungsrechnung alle Schwingspiele, auch jene unter der Eckschwingspielzahl. Die Wöhlerlinie mit der Neigung $k=k'$ wird mit einem stetigen Abfall bis zur Abszisse einfach verlängert. Diese Hypothese findet üblicherweise bei Bauteilen mit hohen Sicherheitsanforderungen Verwendung.

$$N_{ME} = \frac{\sum_{i=1}^j n_i}{\sum_{i=1}^j \frac{n_i}{N_D} \cdot \left(\frac{\sigma_{ai}}{\sigma_D} \right)^{k'}} \quad \text{Glg. (3.5)}$$

Die Modifikation nach *Haibach* [25] berücksichtigt ebenfalls die Spannungsamplituden unterhalb der Eckschwingspielzahl.

Es wird dabei mit einer zweifach geknickten Wöhlerlinie im doppellogarithmischen Netz gearbeitet. Die Neigung der Linie ist im Zeitfestigkeitsbereich k und unterhalb des Abknickpunktes $k'=2k-m$.

Der Koeffizient m ist von dem ausgewähltem Werkstoff abhängig, wobei laut [23] $m=1$ bei Stahl sowie Aluminiumlegierungen und $m=2$ bei Sinterwerkstoffen verwendet werden kann. Die ertragbare Schwingenspielzahl kann folgendermaßen berechnet werden:

$$N_H = \frac{\sum_{i=1}^j n_i}{\sum_{i=1}^{l-1} \frac{n_i}{N_D} \cdot \left(\frac{\sigma_{ai}}{\sigma_D} \right)^{k'} + \sum_{i=l}^j \frac{n_i}{N_D} \cdot \left(\frac{\sigma_{ai}}{\sigma_D} \right)^{2k-1}} \quad \text{Glg. (3.6)}$$

Abb. 10 zeigt die Gegenüberstellung der Lebensdauerberechnung nach den oben angeführten Hypothesen im doppellogarithmischen Netz.

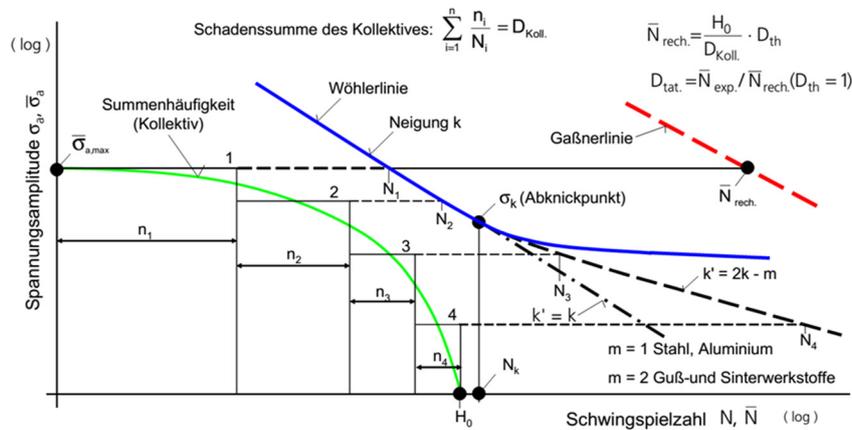


Abb. 10: Schematische Darstellung der Lebensdauerberechnung nach Sonsino [23]

3.7.2. Nichtlineare Ansätze für die rechnerische Abschätzung der Lebensdauer

Die rechnerische Lebensdauerabschätzung erfolgt heute meistens nach der linearen Schadensakkumulationshypothese von Palmgren-Miner. Sie ist beliebt nicht zuletzt wegen der Einfachheit aber auch wegen der guten Übereinstimmung der Ergebnisse mit den Experimenten, soweit keine Überlasten oder Reihenfolgeeffekte berücksichtigt werden müssen. Der größte Vorteil der linearen Schadensakkumulationshypothese liegt offensichtlich darin, dass eine Lebensdauerabschätzung relativ unkompliziert unter Verwendung einer Wöhlerlinie durchgeführt werden kann. Es werden zusätzlich keine kosten- und zeitintensive Zweistufenversuche oder sonstige Materialparameter benötigt.

Zwei- und Mehrstufenversuche haben gezeigt, dass die Abschätzung der Lebensdauerunter Verwendung der linearen Schadensakkumulationshypothese oft zu großen Diskrepanzen führt. Schott [26] führte die Reihenfolgeeffekte hauptsächlich auf Rißschliesseffekte bzw. Eigenspannungszustände an der Rissspitze zurück.

Um die Treffsicherheit der rechnerischen Lebensdauerabschätzungen zu steigern, wurden über die letzten paar Jahrzehnte eine Fülle an phänomenologischen, halbanalytischen und analytischen Schädigungsmodelle vorgeschlagen.

Die einfachsten Schadensrechnungen sind auf die lineare Schadensakkumulationshypothese aufgebaut. Diese Ansätze werden nichtlinear dadurch, dass Teilschädigungen mit Schädigungs- und Werkstoffkonstanten als Exponenten versehen werden. Andere Hypothesen berücksichtigen nichtlineares Verhalten durch die Verschiebung des Abknickpunktes, Absenkung der Dauerfestigkeit, Änderung der Wöhlerlinienneigung im Zeitfestigkeitsbereich usw.

Es gibt auch Schädigungsmodelle, die auf bruchmechanische Ansätze bauen. Es muss in der Regel eine Anfangsrislänge a_0 definiert werden, wobei die Schädigung in diesem

Anfangszustand $D=0$ entspricht. Die Schädigung $D=1$ wird bei einer bestimmten definierten Risslänge von a_f erreicht.

Weitere Schädigungsmodelle sind wiederum auf kontinuumsmechanische Überlegungen aufgebaut.

Einige nichtlineare Schädigungshypothesen werden im Weiteren vorgestellt.

Die erste nichtlineare Schädigungsrechnung wurde 1954 von *Marco* und *Starkey* vorgeschlagen [36]. Dabei wurden die Versuchsergebnisse von *Richard* und *Newmark* [37] verwendet.

Subramanyan [38] berücksichtigte den Reihenfolgeinfluss durch die Einführung eines Schädigungsexponenten, welcher von den Beanspruchungsamplituden und der Dauerfestigkeit abhängt. Der Ansatz kann mathematisch für zweistufige, fallende (HiLo) Belastung folgendermaßen ausgedrückt werden:

$$D = \left(\frac{n_1}{N_1} \right)^{\frac{\log(\sigma_2 / \sigma_D)}{\log(\sigma_1 / \sigma_D)}} + \left(\frac{n_2}{N_2} \right) \quad \text{Glg. (3.7)}$$

wobei

- N_1 - max. ertragbare Schwingspielzahl der höheren Beanspruchungsamplitude (Hi = High)
- N_2 - max. ertragbare Schwingspielzahl der niedrigeren Beanspruchungsamplitude (Lo=Low)
- n_1 - aufgebrachte Schwingspielzahl der höheren Stufe Hi
- n_2 - aufgebrachte Schwingspielzahl der niedrigeren Stufe Lo
- N_D - Eckschwingspielzahl
- σ_1 - Spannungsamplituden auf der höheren Stufe
- σ_2 - Spannungsamplituden auf der niedrigeren Stufe

Ein ähnlicher Ansatz wurde von *Hashin* [39] vorgeschlagen, wobei der Schädigungsexponent nicht Beanspruchung- sondern Schwingspielabhängig ist.

$$D = \left(\frac{n_1}{N_1} \right)^{\left(\frac{\log \frac{N_2}{N_D}}{\frac{N_1}{N_D}} \right)} + \left(\frac{n_2}{N_2} \right) \quad \text{Glg. (3.8)}$$

Der Schädigungsansatz nach *Manson* und *Halford* [40] wurde auf einen bruchmechanischen Ansatz aufgebaut. Die Schädigung kann demnach folgendermaßen berechnet werden:

$$D = \frac{1}{a_f} \cdot \left[a_0 + (a_f - a_0) \cdot \left(\frac{n}{N_f} \right)^{\alpha_f} \right] \quad \text{Glg. (3.9)}$$

wobei

a_0 - Anfangsrisslänge
 a_f - Risslänge am Ende der Lebensdauer
 α_f - empirische materialabhängige Konstante
 N_f - maximal ertragbare Schwingungszahl
 n - aufgebrauchte Schwingungszahl

Wird in [Glg. \(3.9\)](#) eine Anfangsrisslänge von Null angenommen, so hängt die Schädigung lediglich von der ertragbaren Schwingungszahl und von der empirischen Konstante α_f ab.

$$D = \left(\frac{n}{N_f} \right)^{\alpha_f} \quad \text{Glg. (3.10)}$$

wobei

$$\alpha_f = \frac{2}{3} \cdot N_f^{0.4} \quad \text{Glg. (3.11)}$$

Der Werkstoffkonstante ist in diesem Ansatz der Exponent 0,4. Sensitivitätsuntersuchungen mit verschiedenen Exponenten zwischen 0,3-0,5 haben in der Lebensdauer keinen bedeutenden Unterschied gegenüber $\alpha_f=0,4$ gezeigt [\[40\]](#).

Der Ablauf der Schädigungsrechnung nach diesem Ansatz ist grafisch für eine zweistufige Blocklastfolge in [Abb. 11](#) dargestellt.

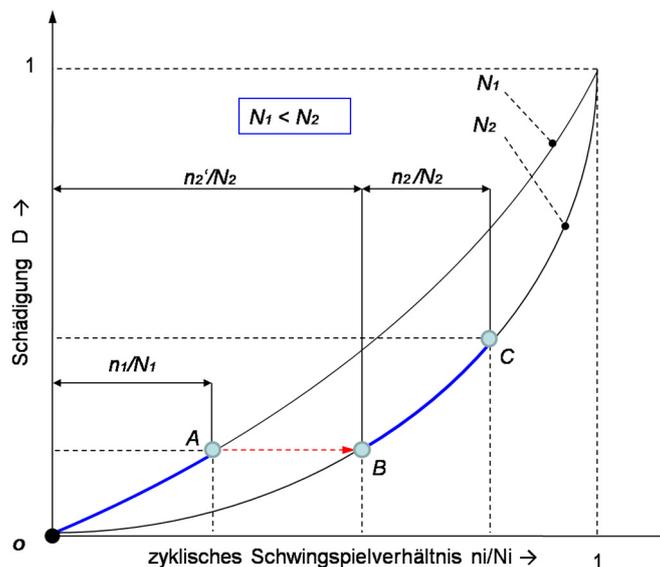


Abb. 11: Schematischer Ablauf der Schadensrechnung nach Manson und Halford [\[40\]](#)

Im ersten höheren Lastblock (H_i) werden n_1 Schwingungsspiele aufgebracht. Der Fortschritt der Schädigung ist in diesem Block durch den Belastungsweg $0A$ dargestellt. Der Übergang zum nächsten niedrigeren Lastblock (L_o) ist durch die Strecke AB dargestellt. Der Fortschritt der Schädigung entspricht im zweiten Block dem Belastungsweg BC .

Als letzteres sei das Folge-Wöhlerkurven-Konzept (FWK) von Schott [41], [42], [43], [44], [45] erwähnt. Schott schlug für die rechnerische Abschätzung der Lebensdauer mehrere Varianten des Konzeptes vor. Die Grundidee hinter diesem Konzept ist, dass mit fortschreitender Schädigung die Ausgangs-Wöhlerkurve (AWK) ihre ursprüngliche Position ändert. Die Nutzungsänderung wird durch die Drehung der AWK sowie durch eine hypothetische Absenkung der sogenannten "Dauerfestigkeit" realisiert.

In der Basisvariante (Variante *ZWEIER*) der FWK werden für die Abschätzung der Lebensdauer zusätzlich zu der Wöhlerlinie zwei Ermüdungsfunktionen benötigt. Diese Variante setzt also zusätzlich zu der AWK die Kenntnis über steigende (LoHi) und fallende (HiLo) Zweistufenversuchsergebnisse voraus.

Die Variante *EINER* arbeitet dagegen mit einer aus Zweistufenversuchen gewonnenen mittlerer Ermüdungsfunktion. Die Variante *GETER* verwendet ebenfalls eine mittlere jedoch gestufte Ermüdungsfunktion.

Die letzte Variante des Folge-Wöhlerkurven-Konzeptes ist die Variante *HYPER*, wobei für die Abschätzung der Lebensdauer hypothetische Ermüdungsfunktionen aus ähnlichen Bauteilversuchen herangezogen werden müssen.

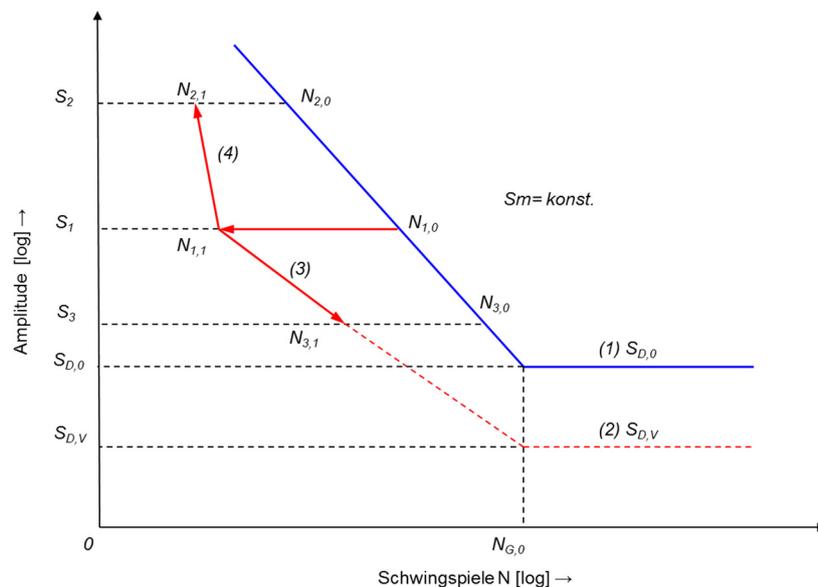


Abb. 12: Schematische Darstellung des FWK nach Schott [45]. (1) – AWK, (2) –FWK nach Vorbelastung, (3) – FWK für steigende (LoHi) Belastungsfolge, (4) – FWK für fallende (HiLo) Belastungsfolge

Wie man aus [Abb. 12](#) erkennt, sinkt durch die Vorbelastung die Lebensdauer von $N_{1,0}$ auf $N_{1,1}$. Der Übergang von einer auf die andere Spannungsstufe (S_1) ist durch die Kurven (3) bzw. (4) gekennzeichnet. In der Höhe der Vorbelastungsstufe entstehen dadurch zwei FWK – Äste. Die noch vorhandene Ermüdungsreserve wird durch den Bereich links neben den beiden Ästen dargestellt [45].

3.7.3. Bruchmechanische Ansätze

Wie bereits in [Kap.3.4](#) erwähnt, werden in manchen Gebieten des Ingenieurwesens angerissene Bauteile zugelassen. Dabei spielt das Risswachstum unter schwingender Beanspruchung eine entscheidende Rolle. Können während des Betriebes eines solchen Systems Inspektionen durchgeführt werden, so darf z.B. zwischen zwei Inspektionsintervallen eine rechnerisch oder versuchstechnisch ermittelte kritische Risslänge nicht überschritten werden [\[46\]](#).

An der Rissspitze liegt mathematisch gesehen eine Singularität vor, die zu einer spannungstechnischen Charakterisierung der Beanspruchung nicht brauchbar ist. Aus diesem Grund erfolgt in der Linear Elastischen Bruchmechanik (LEBM) die Berechnung der Risslänge auf der Grundlage der zyklischen Spannungsintensitätsfaktoren.

Der zyklische Spannungsintensitätsfaktor [Glg. \(3.12\)](#) hängt von der Spannung, der Risslänge und von der Geometrie des Körpers ab.

$$\Delta K = \Delta \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot \beta \quad \text{Glg. (3.12)}$$

wobei

ΔK - zyklischer Spannungsintensitätsfaktor

$\Delta \sigma$ - zyklische Spannungsänderung (Spannungsschwingbreite)

β - Geometriefaktor (hängt von der angerissenen Geometrie ab)

a - halbe Risslänge

Den Zusammenhang zwischen dem zyklischen Spannungsintensitätsfaktor und der zyklischen Rissfortschrittsrate (da/dN) kann mathematisch für ein stabiles Risswachstum durch die Paris - Erdogan Gleichung [\[55\]](#) wie folgt ausgedrückt werden:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^n \quad \text{Glg. (3.13)}$$

wobei

da/dN - Rissfortschritt- oder Rissausbreitungsgeschwindigkeit

C und n - Empirisch ermittelte Materialkonstanten

ΔK - zyklischer Spannungsintensitätsfaktor

Die Risswachstumskurve ist werkstoffabhängig und besteht im Allgemeinen aus drei unterschiedlichen Bereichen, siehe [Abb. 13](#).

Der erste Bereich (I) ist durch einen sehr langsamen Rissfortschritt gekennzeichnet ($da/dN < 10E-5$ mm/Schwingspiel [\[56\]](#)). Dabei nähert sich die Kurve einem so genannten unteren Schwellenwert der zyklischen Spannungsintensität ΔK_{th} (*threshold value*). Der Riss ist unterhalb dieses Wertes nicht ausbreitungsfähig, weshalb der Wert als eine Art "*bruchmechanische Dauerfestigkeit*" [\[56\]](#) interpretiert werden kann.

Der zweite Bereich (II) ist durch einen stabilen Rissfortschritt charakterisiert und kann mathematisch durch die [Glg. \(3.13\)](#) ausgedrückt werden.

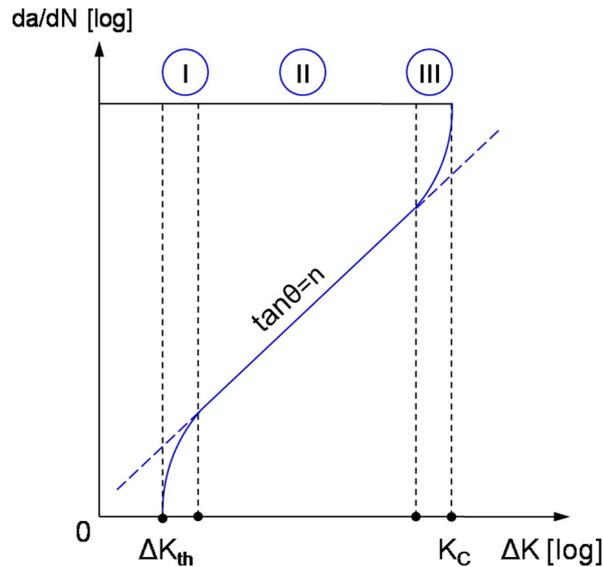


Abb. 13: Rissfortschritt in Abhängigkeit von der zyklischen Spannungsintensität

Im dritten und letzten Bereich (III) wächst der Riss instabil und nähert sich einem kritischen Wert der Spannungsintensität K_C . Wird der K_C Wert erreicht so tritt Rest- oder Gewaltbruch ein. Für einstufige Beanspruchung kann durch die Substitution des zyklischen Spannungsintensitätsfaktors ΔK und durch numerische Integration der Paris- Erdogan Gleichung Glg. (3.13), die zu einer bestimmten Risslänge zugehörige Schwingspielzahl N ermittelt werden.

Aus der Glg. (3.13) und wegen Glg. (3.12) ergibt sich für den Rissfortschritt folgender Ausdruck:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^n = C \cdot (\beta \cdot \Delta \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a})^n \quad \text{Glg. (3.14)}$$

Durch numerische Integration der Glg. (3.14) kann die gesuchte Schwingspielzahl berechnet werden:

$$N = \frac{1}{C \cdot \Delta \sigma^n} \cdot \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{(\beta \cdot \sqrt{\pi \cdot a})^n} \quad \text{Glg. (3.15)}$$

wobei

a_0 - Ausgangsrisslänge

a_f - Risslänge am Ende der Lebensdauer

In den vergangenen paar Jahrzehnten wurden zahlreiche Ansätze zur Weiterentwicklung der Paris - Erdogan Gleichung vorgeschlagen. Die Erweiterung nach Forman und Mitarbeitern oder nach Walkersind nur einige Beispiele dafür. Diese Gleichungen können Riss-schließeffekte und Spannungsverhältnisse in der Berechnung berücksichtigen [32], [33], [50], [54], [56], [57], [58].

3.8. Berücksichtigung von Überlasten in Normen und Regelwerken

Dynamisch beanspruchte Bauteile werden durch Normen und Regelwerke in der Regel rechnerisch mit einem Tragfähigkeitsnachweis und einem Ermüdungsfestigkeitsnachweis qualifiziert.

Beim Tragfähigkeitsnachweis werden Bauteile meistens gegen Fließen, Beulen oder Knicken rechnerisch geprüft. Überlasten die durch Fehlbedienungen oder Extremlasten entstehen, werden eventuell bei den Lastannahmen berücksichtigt und gehen somit in den Tragfähigkeitsnachweis ein. Beim Schwingfestigkeitsnachweis wird meistens eine Sicherheit gegen Dauerfestigkeit oder gegen Ermüdung berechnet. Der Betriebsfestigkeitsnachweis sieht für den rechnerischen Nachweis eine lineare Schadensakkumulationsrechnung nach Miner elementar, Miner original oder Miner konsequent vor. Die Ergebnisse werden entweder durch die ertragbaren Schwingspielzahlen oder durch einen Auslastungsgrad [63] oder einen Gesamtschädigungswert dargestellt. In solchen Fällen werden standardisierte Kollektive vorgeschlagen oder es können Teilkollektive aus Messungen verwendet und auf die Gesamtlebensdauer extrapoliert werden.

Nach dem Nennspannungskonzept werden Überlasten als pauschal schädigend berücksichtigt. Überlasten und Reihenfolgeeffekte werden jedoch vom Nennspannungskonzept nicht erfasst. Eine Verfeinerung der Lebensdauervorhersage ist möglich, indem man gemessene Mischkollektive (Zusammensetzung von Kollektiven unterschiedlicher Mittelspannungen, z.B. Grundbeanspruchung und Sonderbeanspruchung) in Teilkollektive mit unterschiedlichen Mittelspannungen zerlegt und gegen entsprechende Wöhlerlinien rechnet [49].

3.8.1. Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile – FKM [63]

Einer der bekanntesten und meist angewandten Richtlinie im deutschsprachigen Raum, welcher den rechnerischer Nachweis von Maschinenbauteilen ermöglicht, ist die FKM Richtlinie (Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile). Nach dieser Richtlinie können sowohl ein Statischer- als auch ein Ermüdungsfestigkeitsnachweis von geschweißten oder nichtgeschweißten Bauteilen aus Stahl, Eisenguss und Aluminiumlegierungen erbracht werden [63].

Sie berücksichtigt den Einfluss vieler Faktoren, gilt für unterschiedliche Temperaturbereiche und erlaubt eine Bewertung nach Nennspannungen sowie nach örtlichen elastischen Spannungen, die gemessen oder mittels FEM ermittelt werden. Liegt ein Betriebslastkollektiv vor, so wird die Lebensdauer nach der linearen Schadensakkumulationshypothese berechnet. Dem Anwender stehen zwei Schadensakkumulationshypothesen, Miner elementar und Miner konsequent, zur Auswahl. Der Unterschied zwischen diesen Hypothesen besteht darin, dass Miner konsequent, die Abnahme der Bauteil-Dauerfestigkeit mit zunehmender Schädigung mitberücksichtigt. Folgende Abbildung zeigt exemplarisch die beiden Varianten [63].

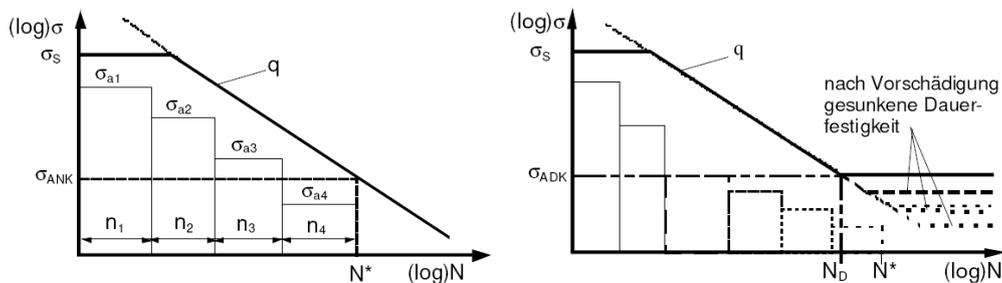


Abb. 14: Schematische Darstellung von Miner elementar (links) und Miner konsequent (rechts) [64].

Der Nachweis ist mit einem zyklischen Auslastungsgrad durchzuführen. Bei erbrachtem Nachweis muss der Auslastungsgrad des Bauteiles unter 100% liegen.

Die Richtlinie unterscheidet definitionsgemäß vier "Überlastungsfälle". Es handelt sich jedoch dabei um die Auswahl eines Mittelspannungsfaktors in Abhängigkeit vom Spannungsverhältnis und von der Mittelspannung und nicht von Überlasten im Sinne von hohen Beanspruchungsspitzen. Einzelnen oder selten auftretenden Überlasten, werden also in der Richtlinie nicht berücksichtigt [63].

3.8.2. Krane nach DIN 15018 / EN 13001 [65]

In der sogenannten Kranbaunorm (DIN 15018 - Krane) werden, die für den rechnerischen Nachweis notwendigen Lasten in die Lastfälle Haupt- (H), Zusatz- (HZ) und Sonderlasten (HS) zusammengefasst. In der Gruppe der Sonderlasten (HS) gehen die Kippkräfte, Pufferkräfte, externe Fußpunkterregungen, Prüflasten oder andere Sonderereignisse in die Berechnung ein. Die zukünftige Kranbaunorm (EN 13001) [66] beinhaltet in Anlehnung an DIN 15018 ebenfalls drei Lastkombinationen A, B und C. In der Lastkombination C befinden sich diverse Lasten wie regelmäßige, nicht regelmäßige und außergewöhnliche Lasten. In der Kategorie der außergewöhnlichen Lasten werden die Sonderlasten aus der DIN 15018 herangezogen.

Lastkombinationen C													
Lastkategorie n	Lasten f _i		i	Teilsicherheitsbeiwerte γ _b	C1	C2	C3	C4	C5	C6	C7	C8	C9
Regelmäßige Lasten	Gravitation, Beschleunigung, Stöße	Masse des Krans	1	Siehe Tab. 5	φ ₁	1	φ ₁	1	1	1	1	1	1
		Masse der Hublast	2	1,1	-	η	-	1	1	1	1	1	-
	Massen des Krans und der Hublast, Fahren über Unebenheiten	Massen des Krans und der Hublast	3	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
			ohne Hubwerk mit Hubwerk	4	1,1	-	-	φ _s	-	-	-	-	-
	Massen des Krans und der Hublast	Massen des Krans und der Hublast	5	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
			Weggrößen	6	siehe Norm	1	1	1	1	1	1	1	1
Nicht regelmäßige Lasten	Wetterbedingte Einwirkungen	Lasten aus Wind in Betrieb	7	1,16	-	-	1	-	-	-	-	-	-
		Schnee- und Eislasten	8	1,1	-	1	-	-	-	-	-	-	-
		Lasten aus Wärmewirkungen	9	1,05	-	1	-	-	-	-	-	-	-
	Schräglauf	10	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
Außergewöhnliche Lasten	Anheben einer Last vom Boden mit maximaler Hubgeschwindigkeit	11	1,1	φ ₂	-	-	-	-	-	-	-	-	
	Lasten aus Wind außer Betrieb	12	1,16	-	1	-	-	-	-	-	-	-	
	Prüflasten	13	1,1	-	-	φ _s	-	-	-	-	-	-	
	Pufferstoß	14	1,1	-	-	-	φ ₁	-	-	-	-	-	
	Kippkräfte	15	1,1	-	-	-	-	1	-	-	-	-	
	Notaus	16	1,1	-	-	-	-	-	φ _s	-	-	-	
	Triebwerksversagen	17	1,1	-	-	-	-	-	-	φ _s	-	-	
	externe Fußpunkterregung	18	1,1	-	-	-	-	-	-	-	-	1	
	Montage, Demontage und Transport	19	1,1	-	-	-	-	-	-	-	-	-	1
Globaler Sicherheitsbeiwert γ ₁				-	1,22								
Widerstandsbeiwert γ _m				1,1	-								

Tab. 1: Außergewöhnliche Lasten in EN 13001 [66]

Nach dieser Norm sind ein allgemeiner Spannungsnachweis, ein Stabilitätsnachweis und ein Betriebsfestigkeitsnachweis zu führen. Beim allgemeinen Spannungsnachweis und beim Stabilitätsnachweis werden die Lasten H, HZ und auch HS berücksichtigt. Für den Betriebsfestigkeitsnachweis wird lediglich der Lastfall H und keine Sonderereignisse herangezogen [65].

3.8.3. Tragfähigkeitsberechnung von Stirnrädern nach DIN 3990 [67]

Die Berechnung der Tragfähigkeit von Zahnrädern nach DIN 3990 unterscheidet zwischen verschiedenen Anwendungsgebieten in Abhängigkeit vom Schadensrisiko und von der Lebensdauer.

Man unterscheidet (rechnerische) Sicherheitsbeiwerte gegen Grübchenschäden S_H, gegen Zahnbruch S_F und gegen Fressschäden S_s. Der Festigkeitsnachweis besteht darin, die für den betreffenden Anwendungsfall vorhandenen Sicherheitsbeiwerten gegen die Schadensgrenzen zu berechnen, wobei bestimmte Mindestgrenzwerte nicht unterschritten werden dürfen [67].

Die für den Betriebsfestigkeitsnachweis notwendigen Kollektive, werden entweder durch Messung oder Simulation bestimmt, wobei diese Kollektive nur für den Messzeitraum gelten. Beim Extrapolieren dieses Kurzzeitkollektives auf die Betriebsdauer sollen Sonderereignisse berücksichtigt werden. Sonderereignisse und Kräfte die von außen in das Getriebe eingeleitet werden, werden mit einem Anwendungsfaktor K_A erfasst.

Arbeitsweise der Antriebsmaschine	Arbeitsweise der getriebenen Maschine			
	gleichmäßig (uniform)	mäßige Stöße (moderate)	mittlere Stöße	starke Stöße (heavy)
gleichmäßig (uniform)	1,00	1,25	1,50	1,75
leichte Stöße	1,10	1,35	1,60	1,85
mäßige Stöße (moderate)	1,25	1,50	1,75	2,0
starke Stöße (heavy)	1,50	1,75	2,0	2,25 oder höher

Tab. 2: K_A - Anwendungsfaktoren nach DIN 3990 [67]

Einige Beispiele für hohe Spitzenlasten bei angetriebenen oder treibenden Maschinen nach DIN 3990 [67]:

- *Turbinen- Generator: Hierbei können Kurzschlussbelastungen bis zum sechsfachen des Nennmomentes auftreten.*
- *Elektromotor-Verdichter: Wenn Pumpenfrequenz und Torsionseigenfrequenz zusammenfallen, können erhebliche Wechselbeanspruchungen auftreten.*
- *Grobblech - Blockwalzwerke: Hier ist mit Anstichstößen bis zum sechsfachen des Walzmomentes zu rechnen.*
- *Antrieben mit Synchronmotoren: Beim Anfahren können kurzzeitig (etwa 10 Amplituden) Wechselmomente bis zum fünffachen Nennmoment auftreten.*

3.8.4. Druckgeräte Richtlinie AD2000 [68]

Die AD2000-Richtlinie bietet für die Erbringung des Schwingfestigkeitsnachweises zwei Berechnungen an (Merkblatt S1 und S2).

Der Nachweis nach Merkblatt S2 muss nicht erbracht werden, falls die Bedingungen nach S1 erfüllt sind. Die vereinfachte Berechnung auf Wechselbelastungen (Merkblatt S1) berücksichtigt lediglich die Lasten die durch Druckschwankungen hervorgerufen werden.

Die Spannungsschwingbreite beliebig vieler Druckschwankungen darf 10% von dem Betriebsdruck nicht überschreiten. Der Wert kann auf 20% erhöht werden, wenn zusätzliche Bedingungen erfüllt werden. Sonderereignisse wie hohe Spannungsspitzen die z.B. durch schnelle Temperaturänderung oder äußere mechanische Belastungen verursacht werden, sind nicht berücksichtigt. Die Berechnung nach dem Merkblatt S2 berücksichtigt neben den Druckwechselbelastungen auch die mechanischen Belastungen. Es wird mit Hilfe eines Vergrößerungsfaktors k_e eine pseudoelastische Vergleichsspannungsschwingbreite berechnet. Der Vergrößerungsfaktor k_e berücksichtigt die plastischen Verformungen. Die pseudoelastische Vergleichsspannungsschwingbreite muss nicht berechnet werden falls Gesamtdehnungsmessungen ($\epsilon_{ges} = \epsilon_e + \epsilon_{pl}$) vorliegen. Die berechnete pseudoelastische Vergleichsspannungsschwingbreite darf eine zulässige, im Regelwerk beschriebene Spannungsschwingbreite nicht überschreiten. Im Falle eines Belastungskollektives kann die Lebensdauer nach der linearen Schadensakkumulationshypothese berechnet werden.

Für die Schadensakkumulationsrechnung sind im Regelwerk Lastspielzahlkurven für nichtgeschweißte und geschweißte Bauteile definiert.

Wird das Druckgerät auf hohen Temperaturen betrieben, so ist zusätzlich zu der Ermüdungsrechnung infolge mechanischer Belastung, eine Kriechschädigungsrechnung durchzuführen. Die Gesamtschädigung der thermomechanischen Belastung wird dann ebenfalls linear zu einer Erschöpfungszahl zusammengefasst, die kleiner als eins sein muss [68].

$$D = \sum_k \frac{N_k}{N_{kzul}} + \sum_j \frac{t_j}{t_{mj}} \leq 1 \quad \text{Glg. (3.16)}$$

N_k - im Betrieb zu erwartende Lastspielzahl

N_{kzul} - zugehörige zulässige Lastspielzahl

t_j - im Betrieb zu erwartende Temperatur

t_{mj} - zugehörige zulässige Temperatur

3.8.5. Windkraftanlagen IEC 61400 [69]

Windkraftanlagen sind in der Regel für eine Betriebsdauer von 30 Jahren [71] vorgesehen und werden in [70] als perfekte "*Materialermüdungsmaschinen*" bezeichnet. Folgende Abbildung zeigt im Vergleich die geforderte Gesamtlebensdauer unterschiedlicher Systeme.

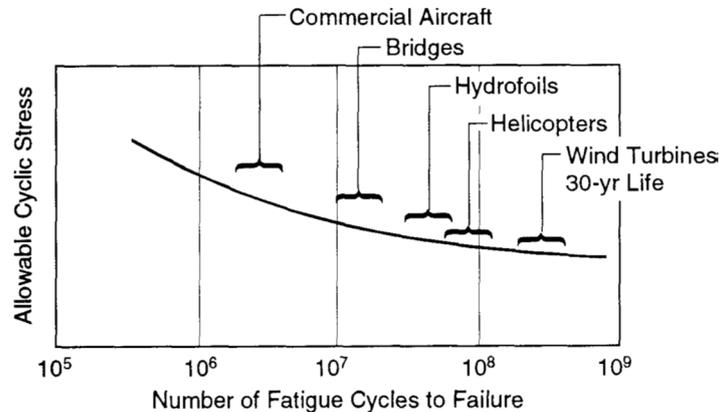


Abb. 15: Exemplarisch dargestellte Wöhlerlinie mit den geforderten Lastwechselzyklen unterschiedlicher Systeme nach Spera [71]

Die Lastannahmen sind bei den Windkraftanlagen komplex, da neben den Windbelastungen auch Massenkraft und das Eigengewicht der Anlage berücksichtigt werden muss.

Das IEC - "*International Electrotechnical Commission*" hat für die Zertifizierung von Windkraftanlagen vier Windklassen definiert, die sich durch verschiedene mittlere Windgeschwindigkeiten, Turbulenzintensitäten und Böhengeschwindigkeiten unterscheiden. IEC61400-1 sieht für die Auslegung von Windkraftanlagen acht mögliche Betriebszustände vor, die einen Tragfähigkeitsnachweis, einen Ermüdungsfestigkeitsnachweis oder beides bedürfen. Bei den Lastannahmen werden sowohl Normallasten als auch Sonderereignisse berücksichtigt.

Normale Windlasten treten innerhalb eines Jahres mit einer großen Häufigkeit auf. Solche Lasten werden z.B. von der mittleren Jahreswindgeschwindigkeit verursacht und können als periodische Schwingungen mit hohen Amplituden aufgefasst werden. Windturbulenzen gehören neben periodischen Lasten zu den wichtigsten Einflussfaktoren. Die Extremlasten sind in der Regel durch extreme Windböen, extreme Windrichtungsänderungen oder extreme Schrägströmung (50 Jahre Ereignis) verursacht.

Folgende Betriebszustände werden für die Auslegung der Windkraftanlage überprüft:

1. Normalbetrieb / power production
2. Stillstand / power production plus fault
3. Anfahren / start up
4. Abfahren / normal shut-down
5. Notabfahren/ Emergency shut-down
6. Stillstand und Leerlauf/ Parked- standing still and idling
7. Notstillstand / Parked with fault conditions
8. Transport, Montage, Instandhaltung, Reparatur / transport, assembly, maintenance, repair.



Die oben genannten Lastfälle werden im Tragfähigkeits-, Stabilitätsnachweis und Nachweis gegen Fließen berücksichtigt. Einzelne oder selten auftretende Sonderereignisse gehen bei diesem Regelwerk nicht in den Ermüdungsfestigkeitsnachweis ein.

4. Experimentelle Untersuchungen

Die experimentellen Untersuchungen [76], [77] fokussieren auf Ermüdungsversuche an Flachproben aus thermomechanisch gewalztem Feinkornstahl S500MC.

4.1. Voruntersuchungen

Am Lehrstuhl für Allgemeinen Maschinenbau wurden in Anlehnung an DIN 50100 [6] und ISO 1099 [7] Zug- Druck Schwingfestigkeitsversuche an Flachproben der Werkstoffqualität S500MC zur Bestimmung des Einflusses der Oberflächenqualität durchgeführt [76].

Die chemische Zusammensetzung sowie die mechanischen Eigenschaften des Werkstoffes laut DIN EN 10149-2 können den Tab. 3 und Tab. 4 entnommen werden.

Chemische Zusammensetzung DIN EN 10149 - 2									
Elem.	C	Si	Mn	P	S	Al total	Nb	V	Ti
max.	0.12%	0.50%	1.70%	0.025%	0.015%		0.09%	0.20%	0.15%
min.						0.015%			
<i>Die Summe von Nb+V+Ti darf 0.22% nicht überschreiten.</i>									
<i>Falls bei Bestellung vereinbart, beträgt der Schwefelgehalt maximal 0.010%</i>									

Tab. 3: Chemische Zusammensetzung nach DIN EN 10149-2 [72]

Mechanische Eigenschaften nach DIN EN 10149 - 2				
Werkstoff Nr.	Obere Streckgrenze ReH [N/mm ²]	Zugfestigkeit Rm [N/mm ²]	Bruchdehnung A%	
			<3 Lo=80mm	≥3 Lo=5,65*So ^{0.5}
1.0984	500	550 bis 700	12	14
<i>Die Werte für den Zugversuch gelten für Längsproben</i>				
<i>Bei Dicken über 8mm dürfen die Streckgrenzenwerte um 20N/mm² niedriger sein.</i>				

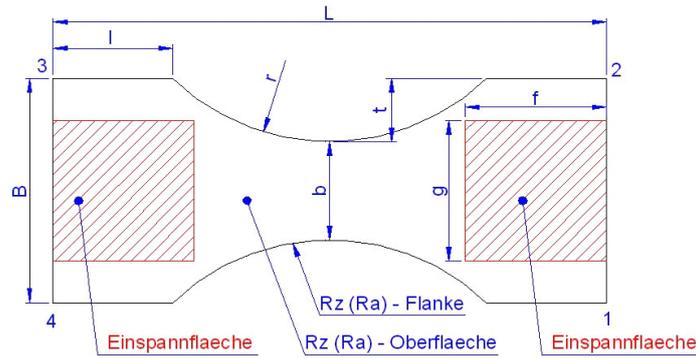
Tab. 4: Mechanische Eigenschaften nach DIN EN 10149-2 [72]

Die Halbzeuge für die Herstellung der Proben wurden von der Firma MAN Nutzfahrzeuge Österreich AG zur Verfügung gestellt. Dieselbe Materialqualität wird für die Fertigung von Längsträgern verwendet.

4.1.1. Fertigung und Vermessung der Proben

Die Proben wurden durch Wasserstrahlschneiden hergestellt. Es soll dadurch einen Temperatureinfluss und eine lokale Festigkeitsverminderung im Prüfbereich der Prüflinge vermieden werden.

Die Geometrie und die relevanten Abmessungen der Flachprobe sind in Abb. 16 dargestellt. Um in Hinblick auf den Bruchausgang den Kanteneinfluss möglichst gering zu halten, wurden bei der Geometriedefinition folgende Werte berücksichtigt B/b=2-2,5; b/s= 8-10. Die Probe weist unter Zugbeanspruchung eine Kerbwirkung von Kt=1,0907 auf (siehe Kap. 4.1.7.1).



Probe	B [mm]	b [mm]	L [mm]	l [mm]	r [mm]	t [mm]	s [mm]
P80	80	35	200	44.38	80	22.5	8

Abb. 16: Geometrie und Abmessungen der Flachprobe

Durch Wasserstrahlschneiden ist bei der gewählten Plattendicke von $s=8$ mm mit einer Strahlabweichung und dadurch mit gewinkelten Schnittkanten zu rechnen. Diese sollen bei einigen der Proben im relevanten Prüfquerschnitt mechanisch, durch vier unterschiedliche Verfahren nachbearbeitet werden:

- a) *Kante gebrochen 10 x P80 - Kanten mit Schleifpapier P80 in 10 Zügen gebrochen. Die Flanken selbst blieben unbearbeitet*
- b) *AMB - Elektrischer Handschleifer. Flanken wurden nachbearbeitet.*
- c) *CNC – Flanken wurden nachbearbeitet und die Schnittkanten wurden gebrochen*
- d) *Abgerundete Kanten - die Schnittkanten werden mit einem Radius von $R=5$ mm abgerundet.*

Die Voruntersuchungen sollen unter anderem darüber Aufschluss geben, in welchem Ausmaß eine Nachbearbeitung der Schnittkanten die Lebensdauer der Prüflinge beeinflussen kann. [Tab. 5](#) zeigt wie die einzelnen Prüflinge gekennzeichnet wurden.

Unbearbeitet	Kante gebrochen 10xP80	AMB - elektrischer Handschleifer	CNC nachbearbeitet	Kante abgerundet R=5mm
U01_1	U03_1	UT01_1	UT02_1	ÜV29_1
U01_2	U04_1	UT01_2	UT02_2	ÜV29_2
U02_1	U04_2	UT01_3	UT02_3	ÜV29_3
		UT01_4	UT02_4	ÜV29_4

Tab. 5: Kennzeichnung einzelner Proben in Abhängigkeit des Kantenbearbeitungszustandes.

Die Walzhautoberfläche wurde entsprechend der realen Fertigungsbedingungen von Längsträgern nicht nachbearbeitet.

In diesem Bereich wurde eine durchschnittliche Oberflächenbeschaffenheit von $R_z=7,6 \mu\text{m}$ gemessen. Die Oberflächenbeschaffenheit im Flankenbereich sowie in den Kantenradien wurden ebenfalls vermessen.

Abb. 17 - Abb. 20 zeigen die Oberflächenbeschaffenheit einiger ausgewählten Proben mit und ohne nachbearbeiteten Schnittkanten. Die Messdaten zu den Oberflächenmessungen können dem Anhang 10.1 entnommen werden.

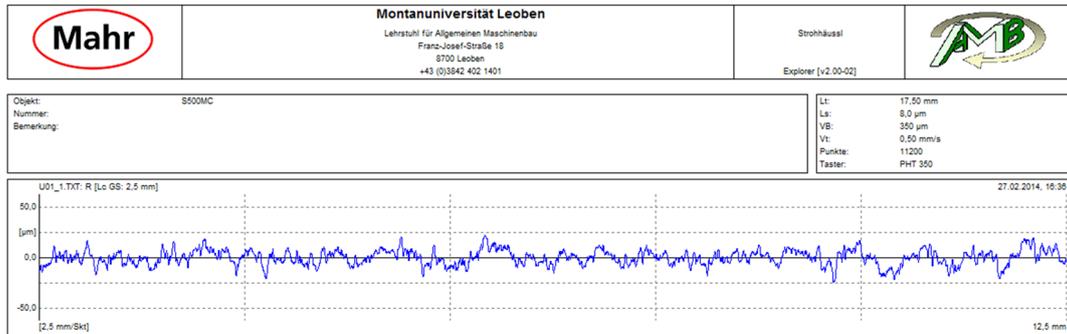


Abb. 17: Oberflächenbeschaffenheit der Probe U01_1: Keine Nachbearbeitung.

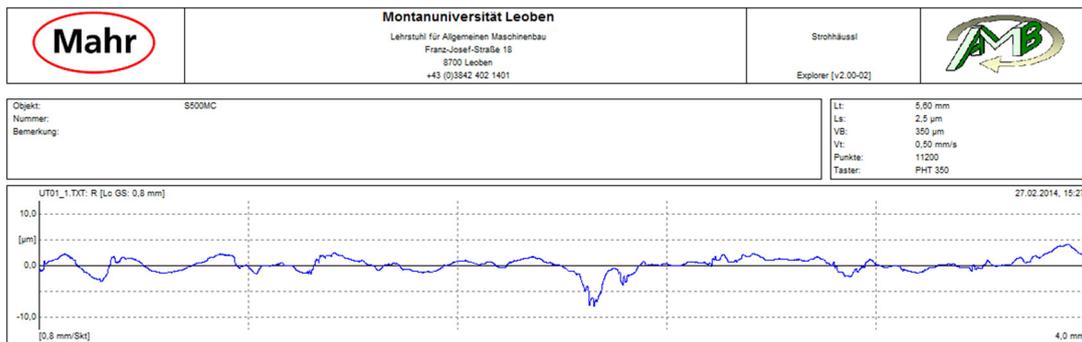


Abb. 18: Oberflächenbeschaffenheit der Probe UT01_1: Nachbearbeitung mit elektrischer Handschleifer (AMB).

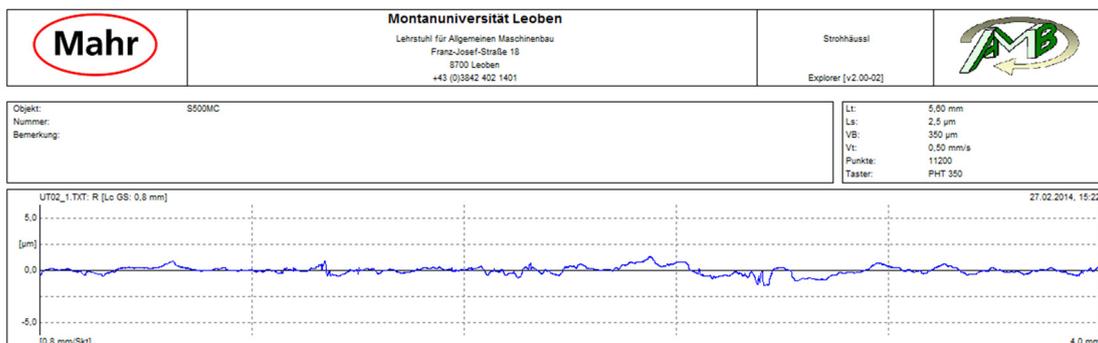


Abb. 19: Oberflächenbeschaffenheit der Probe UT02_1: Nachbearbeitung durch CNC.

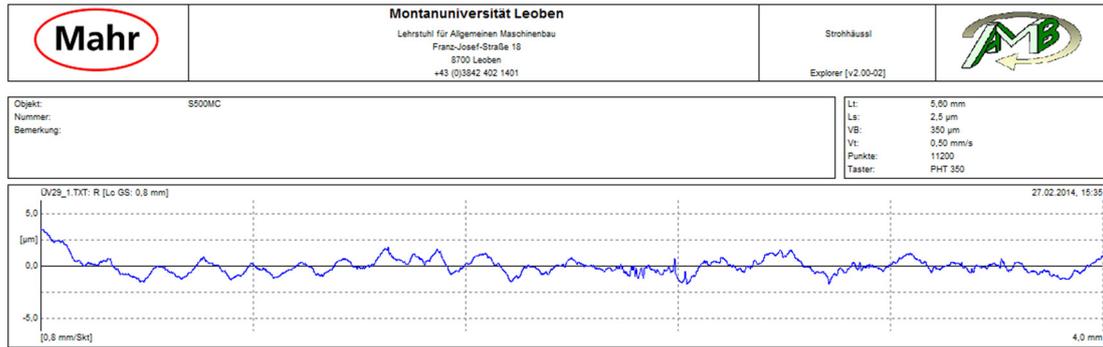


Abb. 20: Oberflächenbeschaffenheit der Probe ÜV29_1: Kanten abgerundet R=5mm.

Aus der [Tab. 57](#) ist ersichtlich, dass die Oberflächenbeschaffenheit der bearbeiteten Proben näherungsweise gleich sind. Die gemittelten Rautiefen der unbearbeiteten Proben bzw. der Proben mit gebrochenen Schnittkanten (10 x P80) waren um Faktor zwölf höher als jene der nachbearbeiteten Proben und um Faktor fünf höher als die gemittelte Rautiefe der Walzhautoberflächen.

4.1.2. Prüfeinrichtung

Die Versuche wurden auf einer servohydraulischen Prüfmaschine der Fa. Schenk, Typ PSB250 (Nennkraft ± 250 kN) mit einer Instron FastTRACK-8800 Regelung am Lehrstuhl für Allgemeinen Maschinenbau durchgeführt. Eingespannt wurden die Proben über ein hydraulisches Spannzeug der Fa. MTS. [Abb. 21](#) zeigt die Prüfvorrichtung.



Abb. 21: Servohydraulische Prüfmaschine am Lehrstuhl für Allgemeinen Maschinenbau

4.1.3. Referenz-Wöhlerlinie

Zunächst wurde eine Wöhlerlinie von Proben mit unbearbeiteter, wasserstrahlgeschnittener Seitenfläche ermittelt.

Nach dem Wasserstrahlschneiden wurden lediglich die Probenkanten, wie bereits im Kapitel 4.1.1 beschrieben, mit Schleifpapier P80 in 10 Zügen gebrochen (Probentyp a). Die Ausrichtung der Proben erfolgte mittig. Die Proben wurden kraftkontrolliert mit sinusförmigen Schwingungen bei Raumtemperatur (23°C) geprüft. Die Prüffrequenz war abhängig von der aufgetragenen Lastamplitude und betrug höchstens 16 Hz.

Die Proben wurden bei einem Spannungsverhältnis von $R = -1$ bis zum Bruch bzw. bis zu einer maximalen Schwingungszahl von $1E7$ geprüft.

Für $1E7$ Lastwechsel konnte eine Schwingfestigkeit von 239 N/mm^2 ermittelt werden.

Im Zeitfestigkeitsbereich wurde eine Wöhlerlinienneigung von $k=10$ ermittelt. Die Ecklastspielzahl N_D betrug $2.45E6$ Schwingspiele. Die Streuung im Zeitfestigkeitsbereich war $T_N=1:4,16$ bei 370 MPa . Für den Bereich der Schwingfestigkeit konnte eine Streuung von $T_S=1:1,07$ festgestellt werden.

Die so ermittelte Referenz-Wöhlerlinie ist in Abb. 22 dargestellt. Sie wurde als Referenz für alle nachfolgenden Versuche herangezogen.

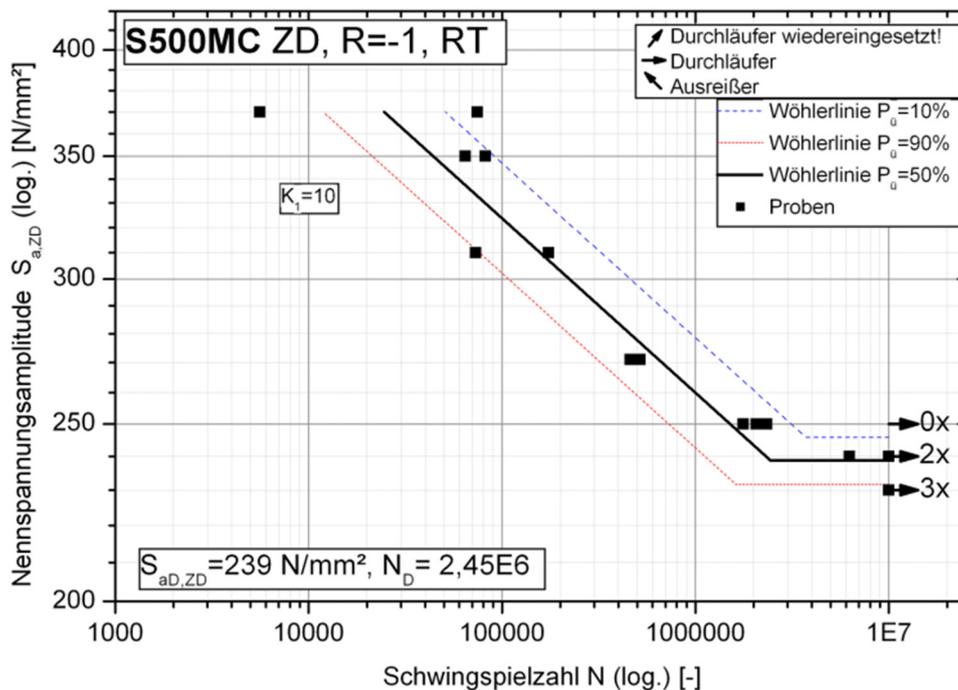


Abb. 22: An nicht nachbearbeiteten Flachproben ermittelte Referenz-Wöhlerlinie.

Die Kennwerte der Referenz-Wöhlerlinie sind der Tab. 6 zusammengefasst. Die Belastungsgeschichte der Proben kann dem Anhang 10.2 entnommen werden.

Kennwerte der Referenz-Wöhlerlinie	R	$S_{aD,bu}$	N_D	k	T_N	T_S
	[-]	[MPa]	[-]	[-]	[-]	[-]
	-1	239	2.450.000	10	1:4.16	1:1.07

Tab. 6: Kennwerte der Referenz - Wöhlerlinie

4.1.4. Einfluss der Kantenbearbeitung auf die Lebensdauer

Ziel der Voruntersuchungen war zum einen die Ermittlung einer Referenz-Wöhlerlinie an unbearbeiteten Flachproben aus S500MC und zum anderen die Untersuchung des Einflusses unterschiedlicher Kantenbearbeitungszustände auf die Lebensdauer.

Sowohl die unbearbeiteten als auch die bearbeiteten Proben wurden dem gleichen Prüfprogramm unterzogen.

Die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche sind in [Abb. 23](#) grafisch dargestellt. Die Belastungsgeschichten der einzelnen Untersuchungen können der [Tab. 57](#), [Tab. 58](#), [Tab. 59](#) entnommen werden.

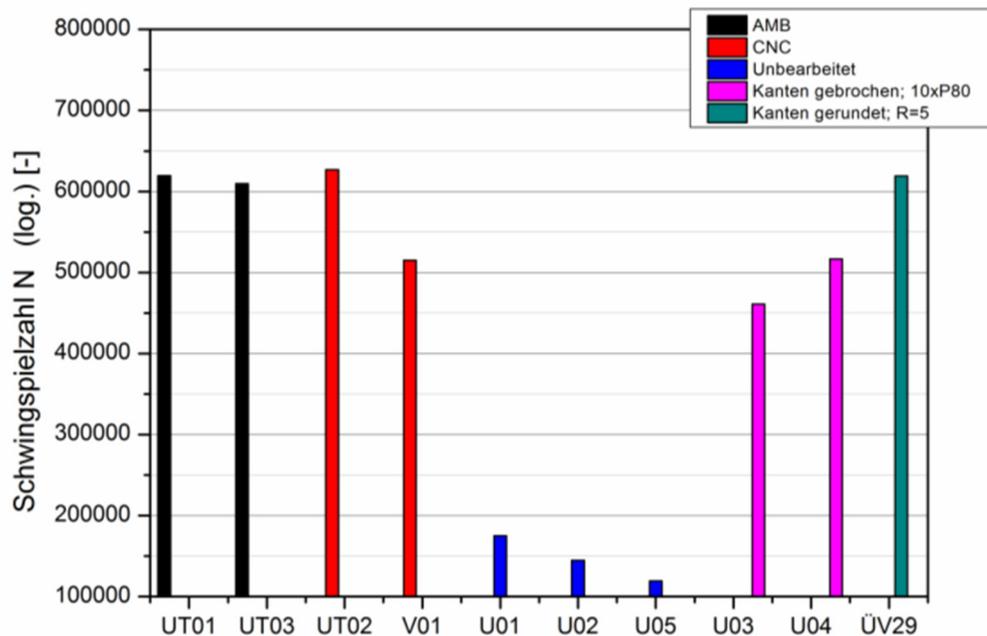


Abb. 23: Gegenüberstellung der Lebensdauer unbearbeiteter und bearbeiteter Proben

Allgemein ist zu erkennen, dass unabhängig vom Nachbearbeitungsverfahren, eine Verlängerung der ertragbaren Schwingspielzahl um einen Faktor drei im Vergleich zu den unbearbeiteten Proben erzielt werden konnte. Die Bearbeitung mit dem Handschleifer AMB, durch CNC sowie die Proben mit abgerundeten Schnittkanten R=5mm liefern ähnlich gute Ergebnisse. Die Varianten mit gebrochenen Kanten (10 x P80) zeigen im Vergleich zu CNC und AMB etwas reduzierte Lebensdauererkennwerte. Die unbearbeiteten Proben zeigen die niedrigsten ertragbaren Schwingspielzahlen.

Um die durch verschiedene Bearbeitungsverfahren erzielten Kantenradien quantifizieren zu können, wurden die geprüften Proben vermessen.

[Abb. 24](#) zeigt einzelne Bruchflächen der geprüften Prüflinge im Kantenbereich und die Art wie die Kantenradien definiert und vermessen wurden.

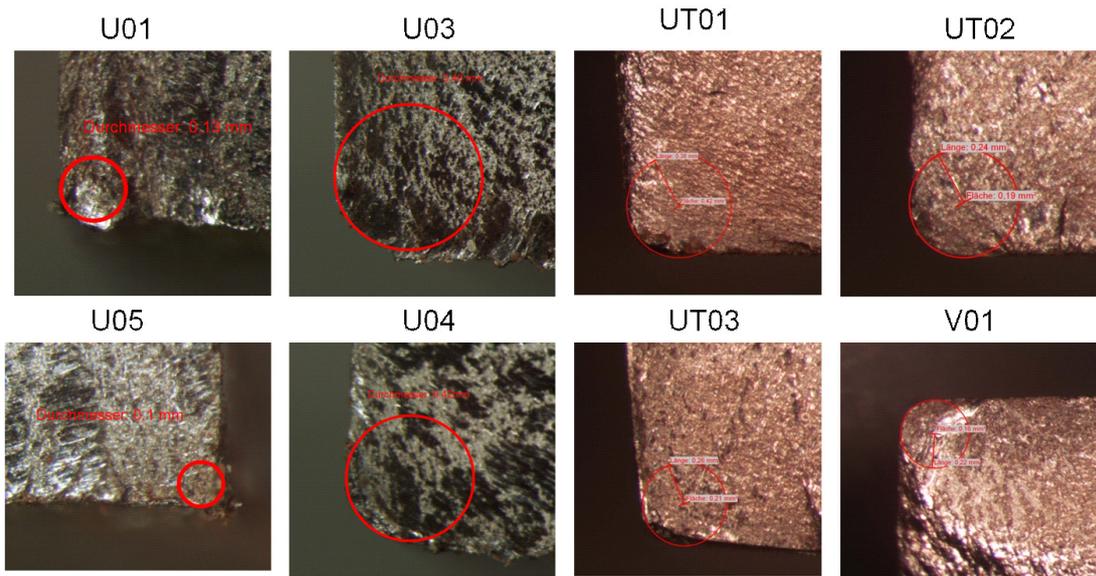


Abb. 24: Vermessung der Kantenradien einiger Proben

Die Ergebnisse der Messungen sind in der [Tab. 7](#) zusammengefasst und zeigen, dass die drei unterschiedlichen Nachbearbeitungsverfahren (U03, U04 - Kante gebrochen 10 x P80; UT01, UT03 - AMB elektrischer Handschleifer; UT02, V01 - CNC) zu ähnlichen Kantenradien führten.

Auch die Schwingfestigkeitsversuche zeigen dementsprechend ähnliche Lebensdauerwerte. Interessant ist vielmehr die Tatsache, dass die abgerundete Probe ÜV29 mit einem deutlich größeren Kantenradius von $R=5\text{mm}$ eine Lebensdauer in der gleichen Größenordnung aufweist wie die anderen Prüflinge.

Bearbeitung	Unbearbeitet		10xP80		AMB		CNC	
Probe	U01	U05	U03	U04	UT01	UT03	UT02	V01
Kantenradius [mm]	0,065	0,050	0,245	0,220	0,360	0,260	0.24/0.2	0.22/0.18

Tab. 7: Gemessene Kantenradien

Untersuchungen von Sperle [8], [9] haben in Hinblick auf den Einfluss des Kantenbearbeitungszustandes auf die Lebensdauerähnliches Verhalten gezeigt. Dabei wurden nicht gekerbten Flachproben 6-12 mm aus Feinkornbaustahl mit Streckgrenzen zwischen 240-900 MPa schwellend $R=0$ geprüft. Die Proben wurden durch Brennschneiden, Plasmaschneiden und Laserschneiden hergestellt. Einige Proben wurden im Prüfbereich maschinell nachbearbeitet und in einem zweiten Bearbeitungsschritt wurden die Kante gebrochen. Durch Plasmaschneiden bzw. Laserschneiden konnten ähnlich gute Lebensdauerwerte erzielt werden wie bei der maschinellen Nachbearbeitung. Die Lebensdauer der durch Brennschneiden hergestellten Proben war geringfügig schlechter.

Remes, Korhonen et al [10] haben gezeigt, dass die Nachbearbeitung der Schnittkanten sowohl auf die Lebensdauer als auch auf die Neigung der Wöhlerlinie Einfluss hat. Nicht gekerbte Feinkornbaustahlproben mit Dicken zwischen 15-17,2 mm und Streckgrenzen von 355 MPa, 460 MPa und 690 MPa wurden zugschwellend mit $R=0,1$ geprüft. Die Proben wurden durch Plasmaschneiden hergestellt. Die Schnittkanten wurden durch Schleifen oder

durch Schleifen und darauffolgend durch Sandstrahlen nachbearbeitet. Die unterschiedlichen Nachbearbeitungsverfahren haben zur Verbesserung der Lebensdauer sowie zur Änderung der Wöhlerlinienneigung geführt. Diese Änderungen wurden auf den Einfluss der Oberflächen Beschaffenheit sowie auf den Eigenspannungszustand im Prüfbereich zurückgeführt.

4.1.5. Bruchflächenuntersuchungen

Die Nachbearbeitung der Proben hat unabhängig vom Bearbeitungsverfahren zu ähnlichen Lebensdauerwerten geführt. Um Aufschluss über die Schädigungsmechanismen unterschiedlich bearbeiteter Proben zu erhalten, wurden Bruchflächenuntersuchungen durchgeführt.

4.1.5.1. Makroskopische Charakterisierung der Bruchfläche

Hierfür wurde ein Olympus SZX12 Stereomikroskop verwendet, wodurch die Dokumentation der gesamten Bruchfläche ermöglicht wurde. Die Lichtmikroskopie der Bruchflächen hat gezeigt, dass die Risse überwiegend in den Schnittkantenbereichen eingeleitet wurden.

Die Bruchflächen der unbearbeiteten Probe R05 sind in folgenden Abbildungen dargestellt. [Abb. 25](#) zeigt die Bruchfläche in 35x Auflösung.

[Abb. 26](#) - [Abb. 28](#) zeigen die Bruchfläche auf dem Gegenstück in unterschiedlichen Auflösungen.

Alle untersuchten Bruchflächen sind im Anhang [10.4.1](#) dokumentiert.

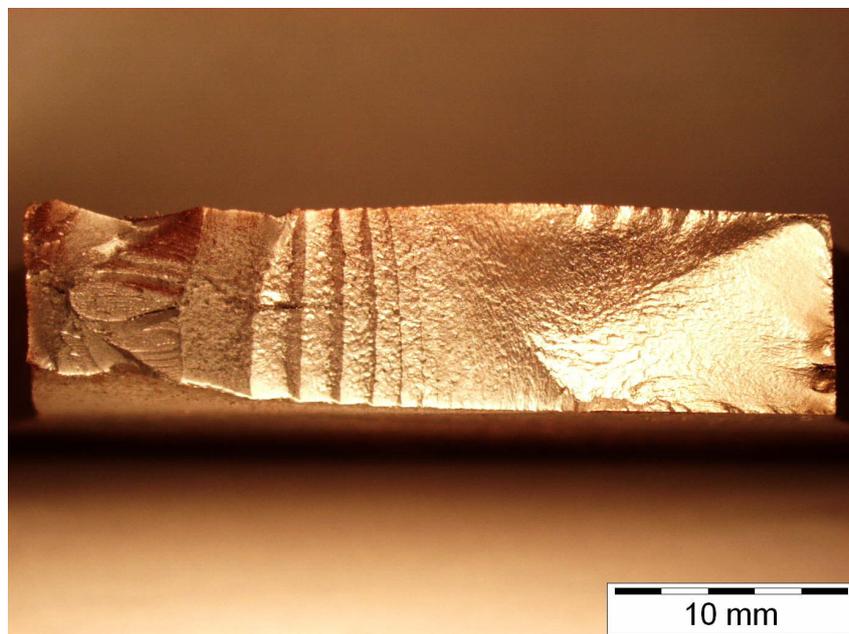


Abb. 25: Bruchfläche R05_02_35x: unbearbeitet

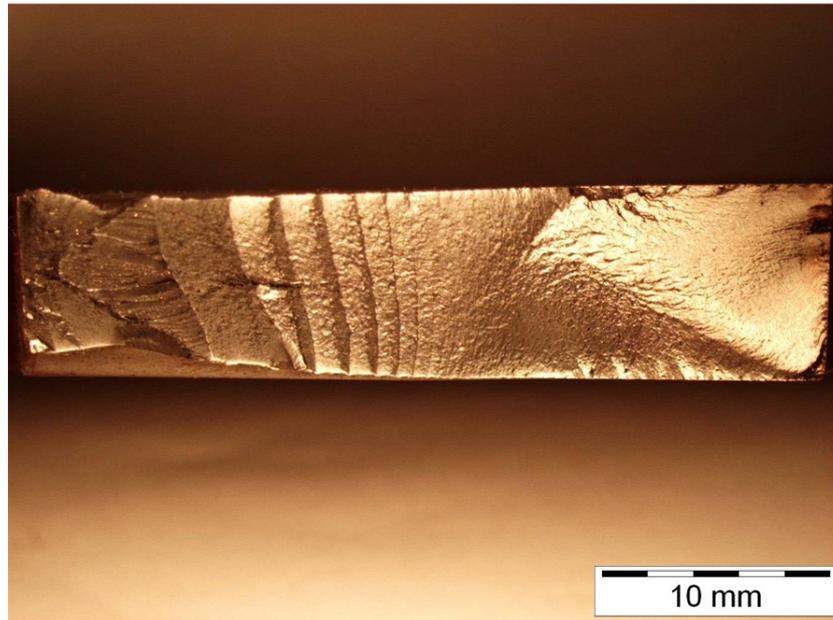


Abb. 26: Bruchfläche R05_01_35x: unbearbeitet

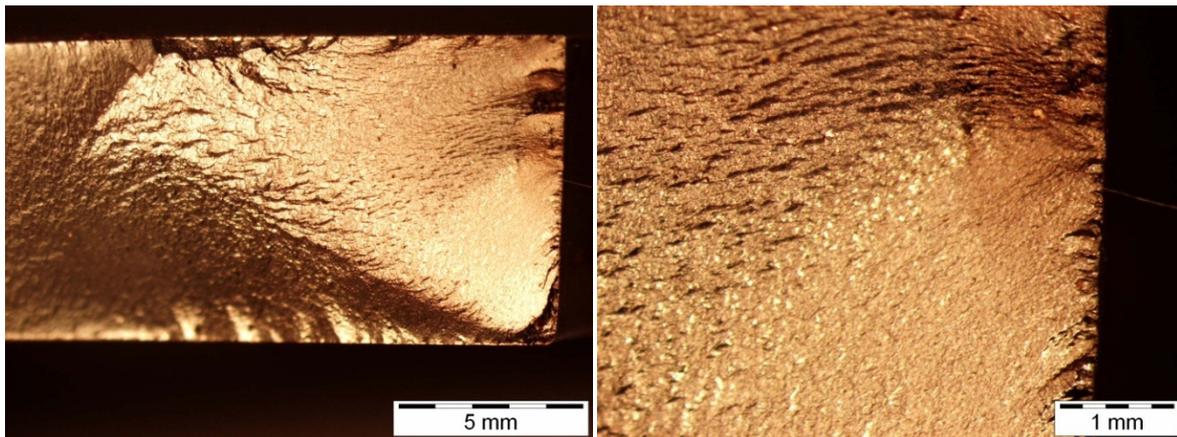


Abb. 27: Anrissbereich: R05_01_80x (links) und R05_01_250x (rechts)

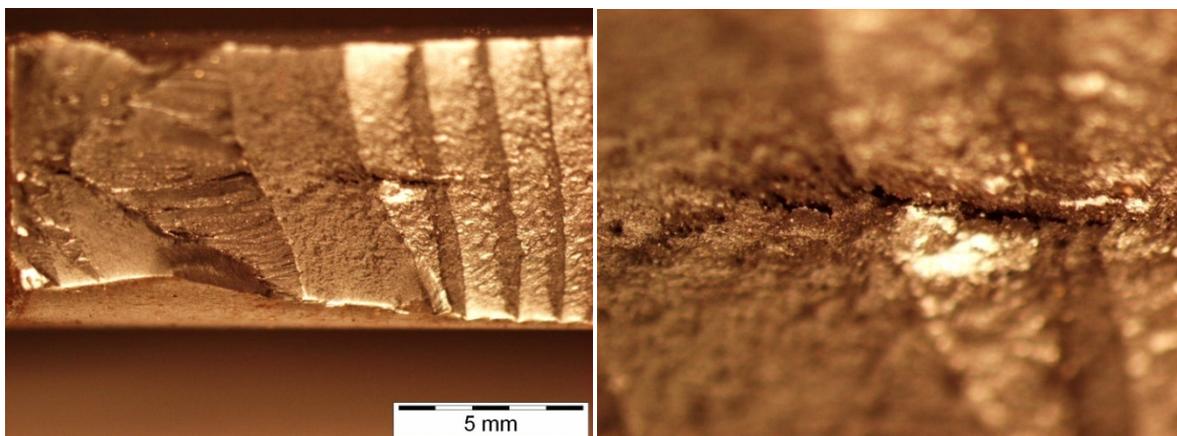


Abb. 28: Übergangsbereich und Restbruch: R05_01_80x (links) und Riss im Übergangsbereich: R05_01_250x (rechts)

Da die mikrostrukturellen Aspekte der Rissausbreitung nicht Gegenstand der Untersuchungen waren, wird an dieser Stelle nur kurz auf die makroskopische Beurteilung der Bruchflächen eingegangen.

Ausgehend vom Schnittkantenbereich initiiert der Riss bei den Flachproben einen Normalbruch, der in eine Übergangsphase zusammenläuft und abschließend in einen Scherbruch übergeht [32], [33], [60]. Während die Normalbruchfläche im Inneren der Probe abnimmt, initiiert der Riss an den beiden Oberflächen der Flachproben, in der Übergangsphase gleich oder gegen gerichtete Scherlippen, die mit der Rissausbreitung zunehmen, siehe [Abb. 29](#).

Dieses Bruchverhalten wurde bei einigen duktilen Al-Legierungen sowie bei duktilen Stahllegierungen beobachtet und wird in der Bruchmechanik als " Mixed Mode I/III " bezeichnet [74]. Von einer Mixed- Mode Beanspruchung spricht man, wenn zwei oder alle drei Beanspruchungsarten (Modi) gleichzeitig auftreten.

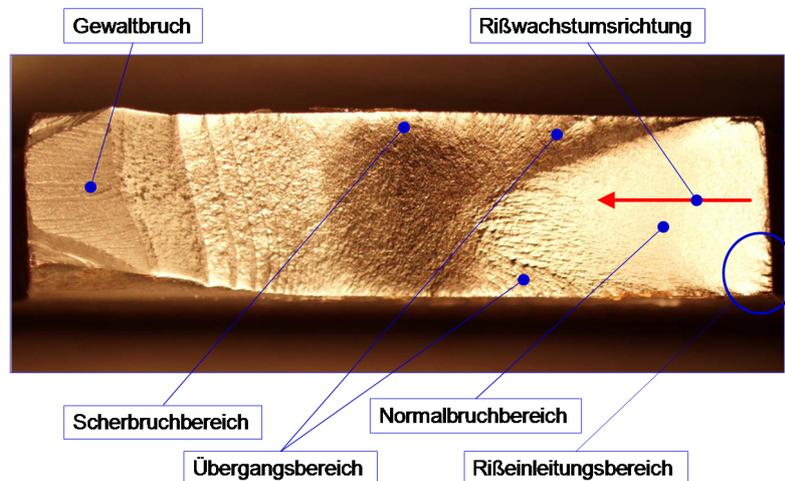


Abb. 29: Phasen der Rissausbreitung in der Flachprobe

Bei der Betrachtung der Bruchflächen wurden bei einigen Proben parallel zur Probenoberfläche verlaufende Risse im Bereich der Schwingbruchfläche festgestellt. Diese Risse konnten im letzten Drittel der Bruchfläche mittig beobachtet werden.

[Abb. 30](#) zeigt einen solchen Riss im mittleren Drittel der Bruchfläche.

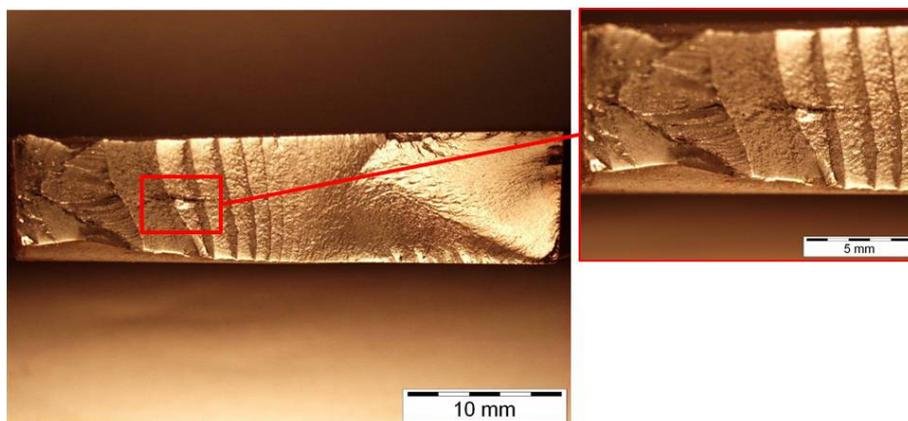


Abb. 30: Längsriss im mittleren Bereich der Schwingbruchfläche

Diese Risse können auf innere Blechfehler wie z.B. Seigerungen oder Dopplungen zurückgeführt werden. Seigerungen sind Inhomogenitäten im Inneren des Bleches, die durch angereicherte Fremdelemente verursacht werden und welche zur Verschlechterung der Werkstoffeigenschaften führen können. Durch thermomechanisches Walzen können aufgrund der Verunreinigungen der Oberflächen (Oxidschichten, Schmierstoffe) nichtverschweißte Poren und Lunker in Form von Dopplungen entstehen. Diese Werkstofffehler können durch metallographische Schliffe identifiziert werden.

Im nachfolgenden Kapitel werden die Schliffbilder der Bruchflächen näher beschrieben.

4.1.5.2. Metallographische Untersuchung der Bruchflächen

Da auf der Außenseite der Probenkörper eine deutliche Walztextur zu erkennen ist, wurden Schliffbilder für eine metallografische Untersuchung angefertigt, um den Einfluss dieser Textur auf die Lebensdauer zu untersuchen. Bei einer Erstbetrachtung unter einem Auflichtmikroskop Olympus BX51M wurden dunkle, längliche in der Probenmitte positionierte Texturen vgl. [Abb. 31](#) entdeckt, welche sich über den gesamten Probenquerschnitt erstrecken und mit der Position des Risses im Bereich des Schwingbruchs korrelieren. Weitere Schliffbilder zu der Bruchfläche der Probe ÜV03 können dem Anhang [10.4.2](#) entnommen werden.

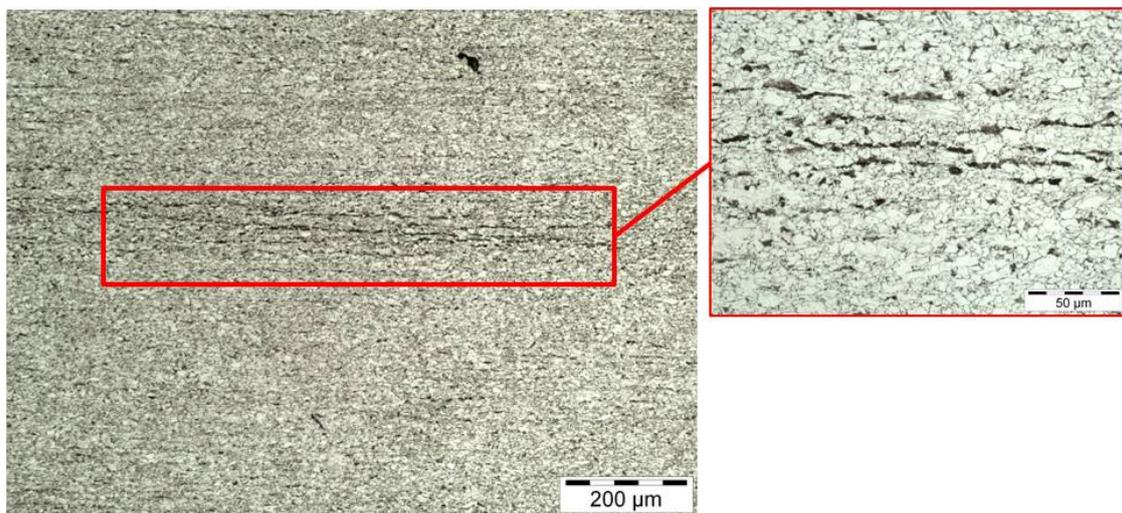


Abb. 31: Gefügetextur in der Probenmitte (ÜV-03)

Neben einer Anhäufung des Grundgefüges des getesteten Werkstoffs konnten hierbei Ausscheidungen aus Mangansulfiden (Pkt. 1-2 siehe [Abb. 32](#)) und sphärolithischem Niob (Pkt. 3-6) festgestellt werden. Dieses Phänomen scheint also auf einen Fehler beim Walzprozess zurückzuführen zu sein, der in der Werkstofftechnik als Dopplung [\[75\]](#) bezeichnet wird.

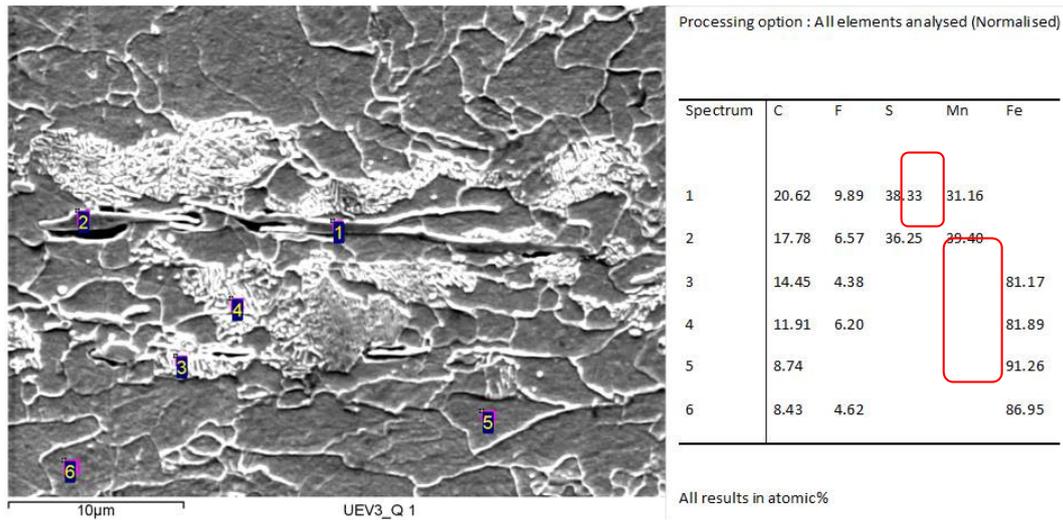


Abb. 32: EDX-Analyse zur chemischen Zusammensetzung

Die Druckanteile der Wechselbeanspruchung führen bei einem kleinen Netto- Restquerschnitt der Probe zur Öffnung dieser Fehlstellen, siehe [Abb. 30](#). Diese Erscheinung scheint allerdings nur marginalen Einfluss auf die Risseinleitung im Kantenbereich und auf die Betriebsfestigkeit der Probe auszuüben.

4.1.5.3. Mikroskopie der Anrissbereiche

Um einen genaueren Aufschluss über die Rissinitiierungsstellen zu erhalten, wurden ergänzend rasterelektronenmikroskopische Bruchflächenuntersuchungen (REM) in den Bereichen der Risseinleitung durchgeführt. Zu diesem Zweck wurden Proben ohne und mit nachbearbeiteten Schnittkanten untersucht. Die Ergebnisse der Untersuchungen sind für zwei unterschiedliche Proben in diesem Kapitel dargestellt. Dabei handelt es sich um eine Probe mit gebrochenen Schnittkanten (10 x P80) [Abb. 33](#) und eine mit CNC nachbearbeitete Probe mit dem Kantenradius von $R=5\text{mm}$, [Abb. 34](#).

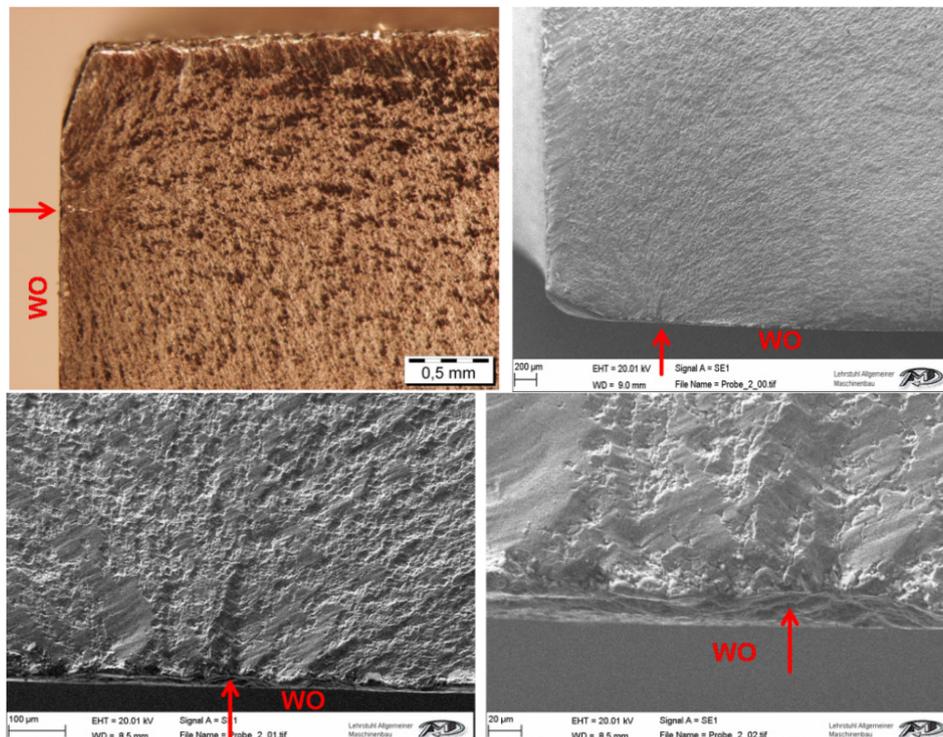


Abb. 33: Mikroskopie der Probe U03 in unterschiedlichen Vergrößerungen.

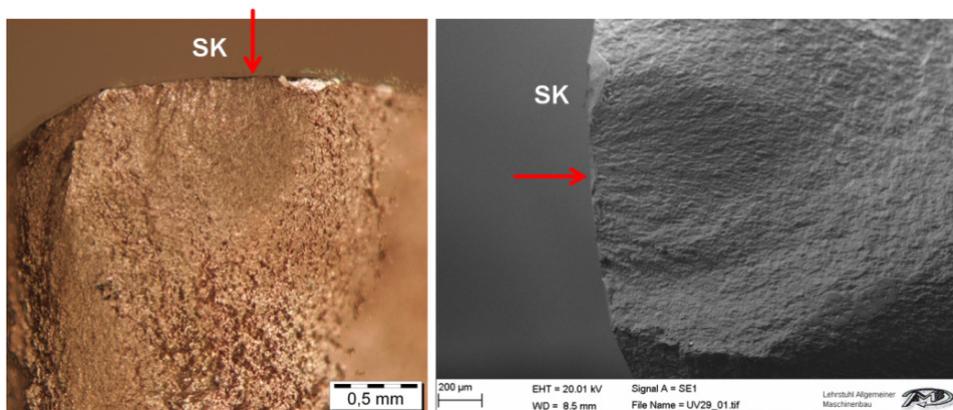


Abb. 34: Mikroskopie der Probe UV29 mit einem Bearbeitungsradius von $R=5\text{mm}$.

Als Ergebnis der REM- Untersuchungen konnte festgestellt werden, dass sowohl die unbearbeiteten Proben als auch die Proben mit gebrochenen Kanten überwiegend in der Nähe der Schnittkanten, jedoch nicht an den Flanken sondern seitlich an den Walzhautoberflächen (WO) angerissen sind, siehe [Abb. 33](#).

Bei den Proben mit abgerundeten Kanten (R=5mm) wurden die Risse nicht an der Walzhautoberfläche sondern im mittleren Bereich der nachbearbeiteten Flanke detektiert, siehe [Abb. 34](#).

Die Zug/Druckbelastung einer nichtgekerbten Flachprobe führt theoretisch zu einem, über den gesamten Nettoquerschnitt gleichmäßig verteilten einachsigen Spannungszustand. Demzufolge müssten sich die Anrissstellen aus rein spannungstechnischer Sicht ausschließlich mittig im Flankenbereich und nicht im Schnittkantenbereich oder schon gar nicht auf der Walzhautoberfläche befinden.

Eine Verschiebung der Rissinitiierungsstelle von der Flankenmittekann theoretisch durch den Fertigungsprozess sprich Eigenspannungszustand infolge Nachbearbeitung der Prüfbereiche, durch die Einspannung und Durchführung der Versuche oder durch die hohen Druckbeanspruchungen erklärt werden. Diese Ursachen wurden untersucht und die Ergebnisse in den nachfolgenden Kapiteln dokumentiert.

4.1.6. Eigenspannungsmessungen

Die Eigenspannungsmessungen wurden im Auftrag des Lehrstuhls für Allgemeinen Maschinenbau durch Materials Center Leoben (MCL) [\[78\]](#) durch Röntgendiffraktometrie an einem Prüfling durchgeführt.

Röntgendiffraktometrie [\[79\]](#) bietet die Möglichkeit die Gitterparameter, wie Netzebenenabstand (d) oder Gitterkonstante (a), von kristallinen Phasen bzw. von Werkstoffen mittels Bragg'scher Beugung zu ermitteln. Die röntgenographische Spannungsmessung basiert auf dem Prinzip der Ermittlung der Gitterdehnungen als Folge von Restspannungen in einem kristallinen Gitter.

Das Prinzip basiert auf der Messung der Netzebenenabstände als Funktion des Winkels (ψ) wodurch auch nicht parallel zur Oberfläche gelegene Netzebenen zur Beugung beitragen.

Die Dehnung im neuen Koordinatensystem errechnet sich nach der folgenden Gleichung als Funktion von $\sin^2\psi$:

$$\varepsilon_{\psi,\varphi} = \frac{1+\nu}{E} \cdot \sigma_{\varphi} \cdot \sin^2 \psi - \frac{\nu}{E} \cdot (\sigma_1 + \sigma_2) \quad \text{Glg. (4.1)}$$

Aus dieser Relation kann durch Auftragen von ε über $\sin^2\psi$ aus der Steigung der Gleichung (bei einem linearen Zusammenhang) die Spannung ermittelt werden.

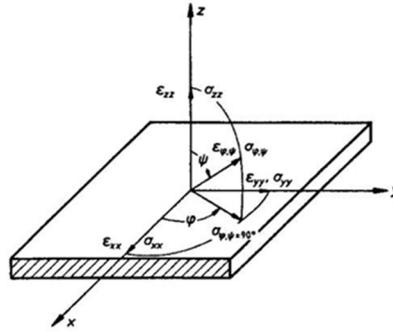


Abb. 35: Koordinatensystem bei der röntgenographischen Spannungsmessung [78]

Diese $(\epsilon - \sin^2\psi)$ bzw. $(d - \sin^2\psi)$ – Plots können neben einer Linearität auch andere Verläufe aufweisen, siehe Abb. 36. Im Fall (b) liegt ein mehrachsiger Spannungszustand vor. Unter der Annahme, dass die Komponente senkrecht zur Oberfläche (σ_3) gleich Null ist, können über eine elliptische Anpassung der Kurven die ebenen Spannungskomponenten (σ_1) und (σ_2) und die Schubspannungskomponenten (σ_{13}) und (σ_{23}) ermittelt werden. Fall (c) liegt bei Vorhandensein einer Vorzugsorientierung (Textur) vor. In diesem Fall ist eine einfache Auswertung über eine lineare oder elliptische Interpolation nicht zulässig [78].

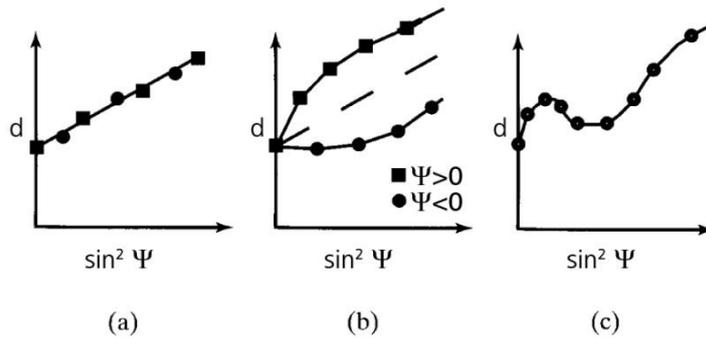


Abb. 36: Drei mögliche Arten, wie $d=f(\sin^2\psi)$ aussehen kann [78]

Abb. 37 zeigt die Messpunkte für die Messung der Eigenspannungen an einer Flachprobe mit nachbearbeiteten Schnittkanten.

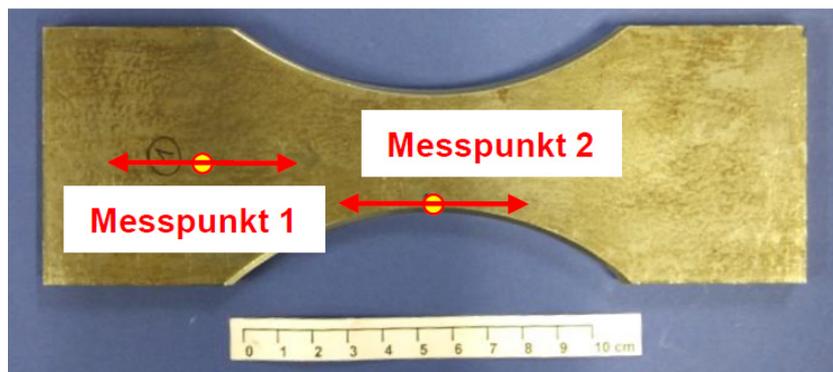


Abb. 37: Messpunkte für die Messung der Eigenspannungen[78]

Die Eigenspannungen wurden sowohl in der Mitte der Probe (Punkt Nr.1) als auch im Flankenbereich (Punkt Nr.2) durchgeführt. Die gemessenen Eigenspannungswertesind in der [Tab. 8](#) zusammengefasst.

Messpunkt	Eigenspannung
[-]	[MPa]
Nr.1	7 ± 5
Nr.2	7 ± 6

Tab. 8: Ergebnisse der Eigenspannungsmessung

Die Ergebnisse zeigen, dass es praktisch keine Eigenspannungen an den beiden geprüften Positionen gibt. Die Überlegung, dass durch den Bearbeitungsprozess induzierte Eigenspannungen eine Verschiebung der Risseinleitungsstelle verursacht, konnte somit ausgeschlossen werden.

4.1.7. Rechnerische Validierung

Um das beschriebene Schadensbild der Prüflinge nachvollziehen zu können wurden Finite-Elemente Berechnungen durchgeführt. Einige aus schwingfestigkeitstechnischer Sicht relevante Kenngrößen wie z.B. Kerbformzahl und bezogenes Spannungsgefälle wurden analytisch berechnet. Die Spannungsverteilung wurde abschließend mittels FEM in unterschiedlich nachbearbeiteten Flachproben berechnet.

4.1.7.1. Kerbformzahl und bezogenes Spannungsgefälle

Die Zug/Druck Belastung von nicht gekerbten Flachproben führt aus spannungstechnischer Sicht zu einem, über den gesamten Nettoquerschnitt gleichmäßig verteilten einachsigen Spannungszustand. Ist die Probe gekerbt, so entsteht im Nettoquerschnitt keine konstant verteilte Nennspannung, sondern eine nichtlineare Spannungsverteilung mit dem Höchstwert im Kerbgrund. Die Spannungsverteilung über die Dicke der Probe bleibt näherungsweise konstant, siehe [Abb. 38](#).

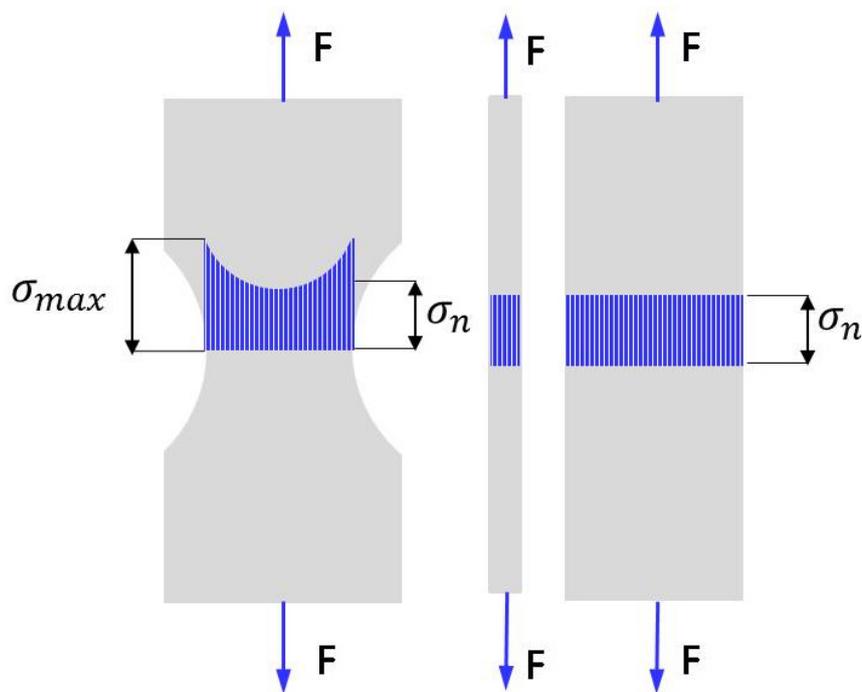


Abb. 38: Schematische Darstellung der Spannungsverteilungen in einer gekerbten (links) und einer nichtgekerbten (rechts) Zug-Druck Flachprobe. σ_n - Nennspannung; σ_{max} - Maximale Spannung im Kerbgrund

Das Verhältnis zwischen der maximalen Kerbspannung und der elementar berechneten Nennspannung wird als Kerbformzahl bezeichnet α_k (Kt). Er kann experimentell, analytisch oder durch FEM bestimmt werden. Die Größe des Spannungsgefälles im Kerbgrund wird durch das bezogene Spannungsgefälle (χ^*) charakterisiert.

Beide Kenngrößen sind aus Schwingfestigkeitstechnischer Sicht von besonderer Bedeutung und wurden im Weiteren analytisch nach der FKM – Richtlinie [63] berechnet.

Die Kerbformzahl Kt_{zd} für den Flachstab mit beidseitiger Kerbe bei Zug oder Druck, $r>0$, $b/B<1$ ist nach der FKM - Richtlinie:

$$Kt_{zd} = 1 + \frac{1}{\sqrt{0,22 \cdot \frac{r}{t} + 1,7 \frac{r}{b} \cdot \left(1 + 2 \cdot \frac{r}{b}\right)^2}} = 1,09075 \quad \text{Glg. (4.2)}$$

Die Querschnittänderung der gewählten Probengeometrie verursacht eine minimale Spannungserhöhung von 9%. Das bezogene Spannungsgefälle χ^* kann folgendermaßen berechnet werden.

$$\chi_{\sigma}^*(r) = \frac{2}{r} \rightarrow \chi_{\sigma}^*(r) = 0,025 \frac{1}{mm} \quad \text{Glg. (4.3)}$$

Aufgrund dieser Kennwerte kann für die Auswertung eine konstante Nennspannung über den Nettoquerschnitt der ausgewählten Probe angenommen werden. Die Kerbwirkung in der Flachprobe ist vernachlässigbar.

4.1.7.2. Finite Elemente Untersuchungen

Um den Einfluss der Kantenbearbeitung auf die Spannungsverteilung und eine eventuelle Verschiebung der maximal beanspruchten Stelle aus der Flankenmitte nachvollziehen zu können, wurden eine unbearbeitete und zwei unterschiedlich nachbearbeitete Proben rechnerisch mittels FEM untersucht. Die Radien der bearbeiteten Proben waren $R=0,36$ bzw. $R=5$ mm.

Die Diskretisierung der Modelle erfolgte durch gewöhnliche Tetraeder bzw. Hexaeder-Elemente mit quadratischem Ansatz. Durch eine Konvergenzstudie wurden mehrere Netzverfeinerungen durchgeführt und abschließend wurden acht Elemente über die Dicke der unbearbeiteten Probe definiert. Daraus ergibt sich im relevanten Nettoquerschnitt eine Elementkantenlänge von ca.1mm. Die nachbearbeiteten Proben wurden abhängig vom Kantenradius unterschiedlich vernetzt. Die Elementkantenlängen waren auch bei diesen Proben weniger als 1 mm. Die Steifigkeit der Spannzeuge und die Größe der Einspannflächen wurden realitätsnah abgebildet.

Abb. 39 zeigt die vernetzten Prüfbereich ein drei unterschiedlichen Proben.

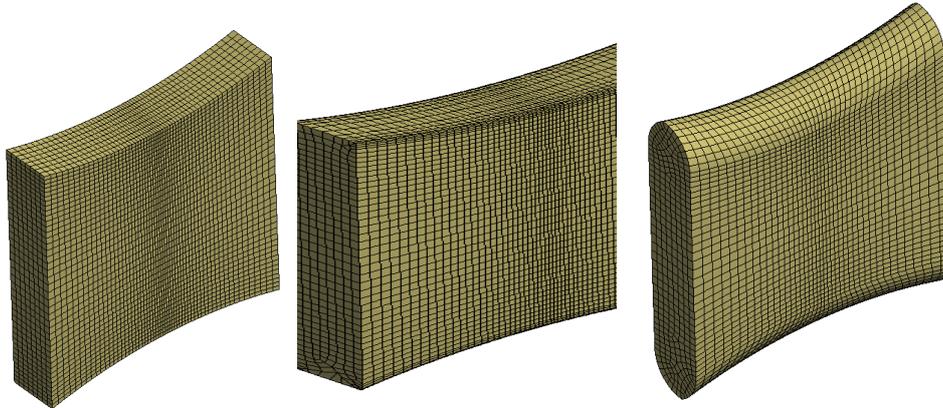


Abb. 39: Vernetzte Proben im Prüfbereich. Unbearbeitete Probe (links), nachbearbeitete Proben mit Radien im Prüfbereich mit $R=0.36\text{mm}$ (Mitte) und $R=5\text{mm}$ (rechts)

Die Proben wurden statisch mit $F_x=79800\text{ N}$ auf Zug belastet. Die maximale Hauptspannungsverteilung in den Proben unter idealen Einspannbedingungen ist in der Abb. 40 dargestellt.

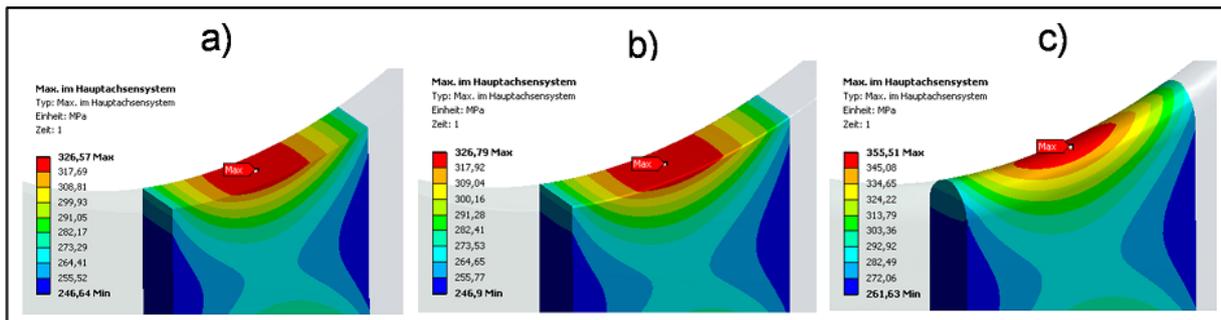


Abb. 40: Maximale Hauptspannungsverteilung unter Zugbelastung. Proben: a) unbearbeitet, b) nachbearbeitet $R=0.36\text{mm}$, c) nachbearbeitet $R=5\text{mm}$

Die Ergebnisse zeigen wie erwartet bei allen drei Proben, dass sich die Spannungsspitzen in den Flankenmitten befinden. Eine Rissinitiierung in der Walzhautoberfläche kann somit unter idealen Bedingungen ausgeschlossen werden.

Eine mögliche Ursache, die zur Risseinleitung in der Walzhautoberfläche führte, könnte auf die fertigungsbedingte Verfestigung des Werkstoffes im Prüfbereich oder auf die Einspannung der Proben in die Prüfvorrichtung zurückgeführt werden.

Der Einfluss der Eigenspannungen auf den verschobenen Rissinitiierungsstellen wurde im Kap. 4.1.6 ausgeschlossen.

Durch thermomechanisches Walzen werden jedoch in die Halbzeuge Druckeigenspannungen eingebracht. Werden die Flachproben aus solchen Halbzeugen herausgeschnitten, so entstehen eigenspannungsabhängig mehr oder weniger gekrümmte Prüflinge. Diese werden wiederum durchs Einspannen in die Prüfvorrichtung zwangsweise gerade gerichtet, Abb. 41.

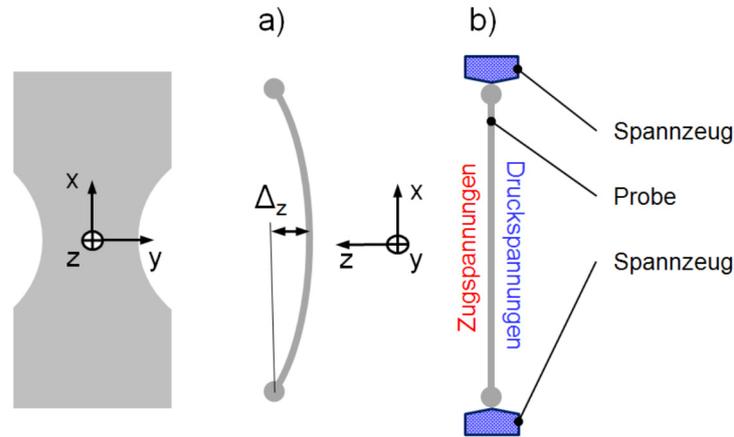


Abb. 41: Schematische Darstellung der Probe vor a) und nach b) dem Einspannen in die Prüfvorrichtung

Durch die Einspannung in der Prüfvorrichtung entsteht, z.B. bei einer um die y- Achse gekrümmte Probe, auf einer Seite der Walzoberfläche Druck- und auf der gegenüberliegenden Fläche Zugmittelspannungen.

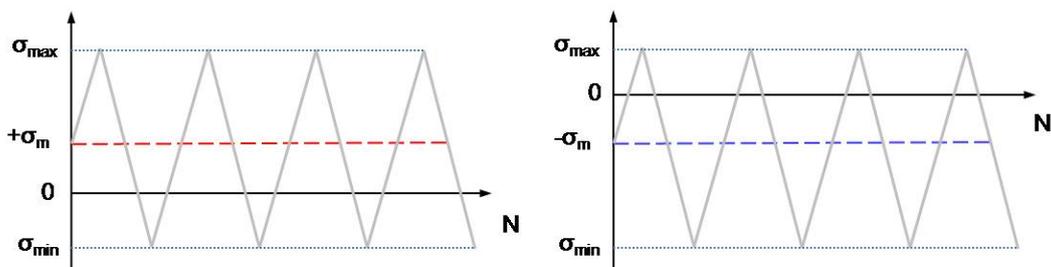


Abb. 42: Beanspruchung der Walzoberflächen infolge der Einspannung in der Prüfvorrichtung.
 Zugmittelspannung (links); Druckmittelspannung (rechts)

Durch Messungen konnte die Krümmung der Proben nachgewiesen werden. Die größte gemessene Abweichung von der Geradheit betrug $\Delta z = 0,12$ mm.

Probe	Status	Abweichung Δx [mm]
-	ungeprüft	0.04
-	ungeprüft	0.1
R16	geprüft	0.05
R07	geprüft	0.05
R12	geprüft	0.12
R17	geprüft	0.06
R13	geprüft	0.09

Tab. 9: Abweichung von der Geradheit einiger Proben.

Der Einfluss der Probenkrümmung auf die Spannungsverteilung wurde abschließend rechnerisch untersucht. Die Belastung der Proben erfolgte in zwei voneinander getrennten Lastschritten. Die unter idealen Bedingungen eingespannten Proben wurden im ersten Lastschrittweggesteuert auf Biegung belastet.

Die aufgebrauchte Verdrehung um die Querachse der Proben betrug $0,1^\circ$. Diese Größenordnung entspricht in etwa der gemessenen Abweichung von der Geradheit der Proben. Im zweiten Lastschritt wurden die Proben kraftgesteuert mit $F_x=79800$ N auf Zug belastet.

Die Berechnungsergebnisse zeigen, dass bereits durch das Einspannen in die Prüfvorrichtung einer geringfügig gekrümmten Probe im Schnittkantenbereich eine Mittelspannung von etwa 19 MPa induziert wird. Die maximale Hauptspannung der unbearbeiteten Probe liegt genau auf der Schnittkante. Die bearbeiteten Proben hingegen werden am Übergang von der Walzhautoberfläche zum Kantenradius am höchsten beansprucht.

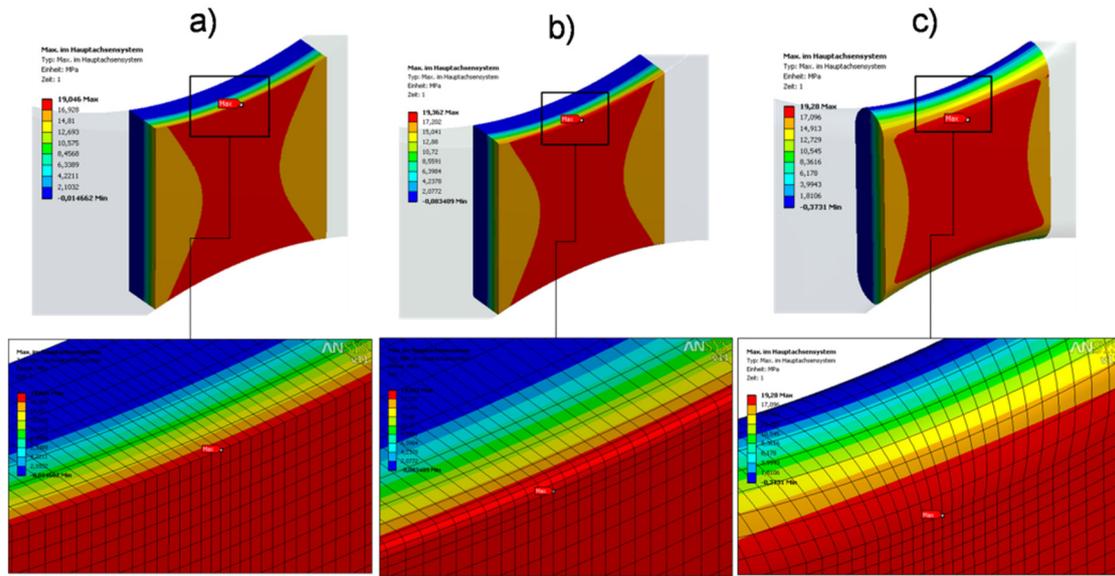


Abb. 43: Die maximale Hauptspannungsspitze nach dem ersten Lastschritt (Einspannung in die Prüfvorrichtung) liegt im Kantenbereich der Proben.

Die Spannungsverteilung in den Proben nach dem zweiten Lastschritt ist in der nachfolgenden Abbildung dargestellt.

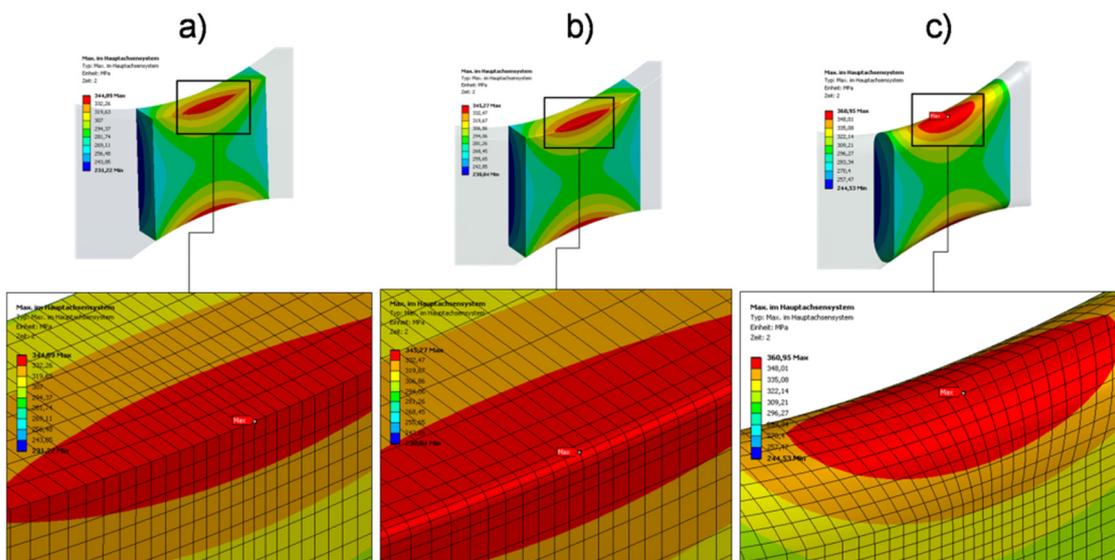


Abb. 44: Maximale Hauptspannungsverteilung nach der Aufbringung des zweiten Lastschrittes.

Die Aufbringung der Zuglast verursacht im Kerbgrund, abhängig vom Kantenradius eine Höchstspannung von 345 MPa bis 361 MPa. Diese liegt bei den unbearbeiteten sowie bei den Proben mit gebrochenen Kanten auch nach dem zweiten Lastschritt im Kantenbereich. Die Spannungsspitzen wurden bei der nachbearbeiteten Probe mit dem Radius $R=5\text{mm}$ von der Walzhautoberfläche in den Radiusbereich verlagert. Die Schnittkanten der unbearbeiteten Proben bleiben also auch nach dem zweiten Lastschritt die höchstbeanspruchten Stellen.

Eine Risseinleitung in den Kantenbereichen konnte somit bei den unbearbeiteten, sowie bei jenen mit gebrochenen Kanten rechnerisch nachgewiesen werden. Die Spannungsspitze der abgerundeten Probe mit $R=5\text{mm}$ befindet sich nicht ganz mittig im Kerbgrundradius. Die maximale Hauptspannungsspitze und die untersuchten Rissausgangsstelle stimmt bei der gerundeten Probe gut überein, siehe [Abb. 34](#).

4.1.8. Erkenntnisse aus den Voruntersuchungen

- a. Schwerpunkt dieser Voruntersuchungen war zum einen die Ermittlung einer Zug/Druck Referenz-Wöhlerlinie an nicht gekerbten Flachproben aus thermomechanisch gewalztem Feinkornbaustahl und zum anderen die Untersuchung des Einflusses von Kantenbearbeitungszuständen auf die Lebensdauer. Die Referenz-Wöhlerlinie konnte im doppellogarithmischen Netz, mit einer Schwingfestigkeit $S_{aD,ZD}$ für $1E7$ Lastwechsel von 239 MPa einer Ecklastspielzahl N_D von 2450000 Schwingspiele und einer Neigung $k=10$ definiert werden.
- b. Mit vier unterschiedlichen Methoden wurden die Schnittkanten von Zug-Druck Flachproben im Prüfbereich nachbearbeitet und mit der Lebensdauer von unbearbeiteten Proben verglichen. Generell konnte festgestellt werden, dass unabhängig von der Nachbearbeitungsmethodik, die Lebensdauer der Flachproben um einen Faktor drei gesteigert wurde. Die beste Lebensdauer wurde bei den Proben mit abgerundeten Kanten ($R=5\text{mm}$) erreicht. Die unbearbeiteten Proben hatten die kürzeste Lebensdauer.
- c. Lichtmikroskopie der Bruchflächen zeigte, dass die Risse nicht wie erwartet in der Flankenmitte eingeleitet wurden. Die Risse wurden bei den unbearbeiteten Proben überwiegend in die Kanten, bei jenen mit gebrochenen Kanten in den Übergang von der Walzhaut auf den Kantenradius eingeleitet. Die Proben mit den großen Kantenradien ($R=5\text{mm}$) waren im Flankenbereich nicht ganz mittig angerissen.
- d. Die atypischen Schadensbilder für eine Zug - Druck Belastung wurden zunächst mit dem Vorhandensein von Eigenspannungen in den Prüfbereichen erklärt. Eigenspannungen könnten z.B. während der Bearbeitung der Proben entstanden sein. Röntgendiffraktometrische Untersuchungen haben gezeigt, dass in den Proben keine messbaren Eigenspannungen vorliegen. Der Einfluss des Eigenspannungszustandes auf die Rissbildung und auf die seitliche Verschiebung der Anrissstellen konnte mit diesen Untersuchungen praktisch ausgeschlossen werden.

- e. Eine fertigungsbedingte Abweichung von der Geradheit der Flachproben konnte sowohl bei den ungeprüften als auch bei den geprüften Proben messtechnisch nachgewiesen werden. Zusätzlich zu dieser Abweichung führen Einspanntoleranzen der Prüfvorrichtung sowie die hohen Drucküberlastanteile während der Prüfung zu Biegespannungen, welche über die Gesamtlebensdauer betrachtet, eine Verschiebung der Risseinleitungsstelle zur Folge haben können.
- f. Durch FE Berechnungen konnten schließlich die Schadensbilder der Flachproben unter Berücksichtigung derartiger Abweichungen nachvollzogen und auch interpretiert werden.
- g. Die Ergebnisse der Untersuchungen sind für eine rechnerische Lebensdauerauslegung von Blechbauteilen mittels FEM von besonderem Interesse. Die Festigkeitssteigerung infolge Kantennachbearbeitung kann quantitativ in die Lebensdauerberechnung als zusätzlicher Kennwert einfließen.
- h. Die Erkenntnisse zeigen, dass gerade bei hochbelasteten Bauteilen die Nachbearbeitung der Schnittkanten nicht nur aus sicherheitstechnischer sondern auch aus schwingfestigkeitstechnischer Sicht sinnvoll und notwendig ist. Die Auswahl der Nachbearbeitungsmethodik soll zu einer technisch günstigen und wirtschaftlichen Fertigung führen.

4.2. Überlastversuche

Ziel dieser Versuchsreihe ist zum einen das Überlastverhalten des Werkstoffes und zum anderen den Einfluss der Reihenfolge auf die Schwingfestigkeit zu untersuchen. Aufbauend auf den Ergebnissen der Schwingfestigkeitsuntersuchungen wurden mehrere Überlastszenarien definiert und durchgeführt [76], [77].

Über die vergangenen paar Jahrzehnte wurden einige Untersuchungen ähnlicher Zielsetzung durchgeführt, nämlich den Einfluss von Überlasten auf die Lebensdauer zu qualifizieren und quantifizieren [42], [80], [81], [82].

Im Rahmen der Voruntersuchungen von TM-Stahl wurde das Grundlastniveau entsprechend der Referenz-Wöhlerlinie auf 271 MPa festgelegt, [Kap.4.1.3](#).

Der daraus ermittelte Lebensdauererkennwert für eine 90% - Überlebenswahrscheinlichkeit beträgt $P_{90\%}=315000$ Schwingspiele. Für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 50% ergibt sich eine Schwingspielzahl von $P_{50\%}= 655000$ bzw. für 10% eine Schwingspielzahl von $P_{10\%}=1,3E6$.

Zur Beschreibung der Höhe der Überlast wurde der Überlastfaktor $K_{\dot{U}}$ entsprechend [Glg. \(4.4\)](#) definiert.

$$K_{\dot{U}} = \frac{S_{a,\dot{U}}}{S_{a,G}} \quad \text{Glg. (4.4)}$$

Dabei wird die Spannungsamplitude der Überlast ($S_{a,\dot{U}}$) auf die Spannungsamplitude der Grundlast ($S_{a,G}$) bezogen. Als Überlasten wurden Spannungsamplituden definiert, welche in der Höhe der Streckgrenze oder sogar etwas darüber liegen. Ein anderes wichtiges Kriterium war bei der Festlegung der Überlastamplituden die Stabilität der Proben während der Druckbelastung. Das heißt dass die Probe während der Druckbelastung nicht knicken oder plastisch verformen darf.

Die durchgeführten Überlastversuche unterscheiden sich im Wesentlichen in der Höhe des gewählten Überlastfaktors bzw. in der Anzahl der Schwingspiele in den einzelnen Überlastblöcken. Es wurden vier unterschiedliche Überlastfaktoren definiert, wobei der niedrigste Faktor $K_{\dot{U}}=1,7$ und der höchste $K_{\dot{U}}=2$ betrug.

$K_{\dot{U}}=1,7$ ergibt in Bezug auf die Grundlast eine Spannungsamplitude von ca. 460 MPa, welche noch unter der Streckgrenze liegt. Der Überlastfaktor $K_{\dot{U}}=2$ dagegen führt zu einer Spannungsamplitude von 542 MPa die bereits um ca. 8% oberhalb der Mindeststreckgrenze von 500 MPa liegt. Die letzten beiden Überlastfaktoren $K_{\dot{U}}=1,8$ und $K_{\dot{U}}=1,9$ ergeben wiederum hohe Spannungsamplituden, die mit 488 MPa unterhalb bzw. mit 515 MPa um ca. 3% oberhalb der Streckgrenze liegen.

Höhere Spannungsamplituden als jene im Bereich der Streckgrenze führen entweder zu Stabilitätsproblemen oder vor allem bei gekerbten Prüflingen zur erheblichen verbleibenden plastischen Verformungen im Kerbgrund. Eine Lebensdauerabschätzung kann im zweiten Fall mit der Hilfe des Kerbgrundkonzeptes unter Berücksichtigung von zyklischen Spannungs-Dehnungskurven sowie Dehnungswöhlerlinien durchgeführt werden.

In den nachfolgenden Abschnitten werden die einzelnen Prüfprogramme beschrieben, die Versuchsergebnisse grafisch dargestellt und besprochen.
 Die Prüfprotokolle zu den einzelnen Versuchen sind im Anhang [10.5](#) angeführt.

Um die Ergebnisse rechnerisch interpretieren zu können, wurden zusätzlich für jedes Prüfprogramm ein sogenanntes Schwingenspielverhältnisdiagramm eingeführt. Auf der Abszisse eines solchen Diagramms sind die Schwingenspielverhältnisse in der niedrigen Belastungsstufe $[n/N]_L$ und auf der Ordinate die Schwingenspielverhältnisse in der höheren Belastungsstufe $[n/N]_H$ dargestellt.

Zusätzlich zu den ermittelten Schadenspunkten wurde die rechnerische Schadenslinie nach Palmgren-Miner ($Pü=50\%$) mit der üblichen Gesamtschädigung von $D=1$ als Referenzlinie dargestellt. Mit Hilfe eines solchen Diagramms kann auf den ersten Blick erkannt werden, ob und in welchem Ausmaß Versuchsergebnisse von einer linearen Schädigungsrechnung abweichen.

Exemplarisch wurde für die Probe ÜV13 aus dem Prüfprogramm Nr.2 (siehe [Kap.4.2.2](#)) die Erstellung des Schwingenspielverhältnisdiagramms erläutert. Informationen wie Überlastfaktor, ertragbare Schwingenspielzahl, Spannungsverhältnis usw. sind im Prüfprotokoll dokumentiert.

Probe	Frequenz	Überlastfaktor Kü	Amplitude	R	Schwingenspielzahl		Bemerkung zum Blockprogramm	Bemerkung
	[Hz]	[-]	[N/mm ²]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]
ÜV13	1	1.7	460.7	-1	1000	449456	Kü x (1000) >> Ref.Niv. (bis zum Bruch)	Kante gebrochen 10xP80
	10	1	271		448456			

Tab. 10: Prüfprotokoll der Probe ÜV13

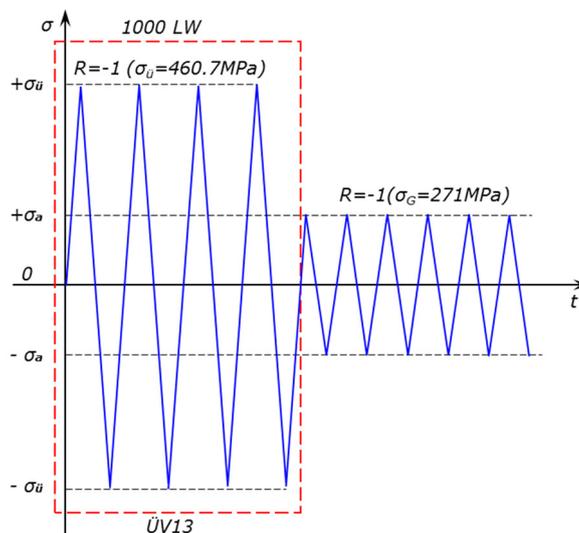


Abb. 45: Schematische Darstellung des Zweistufenversuches für ÜV13

[Abb. 45](#) zeigt schematisch das Prüfprogramm. Es wurde zunächst ein Überlastblock mit 1000 Schwingenspielen eingestreut. Abschließend wurde die Probe auf dem Grundlastniveau bis zum Versagen geprüft. Es wurden mit dem Programm insgesamt 449456 Schwingenspiele erreicht, vgl. [Tab. 10](#).

Aus der Referenz- Wöhlerlinie können die maximal ertragbaren Schwingspiele, sowohl für die Überlast auch als für die Grundlast ermittelt werden:

Kü	Spannung		Schwingspielzahl	
	[N/mm ²]		[Pü=50%]	
1.00	$\sigma_G =$	271	$N_G =$	697352
1.70	$\sigma_{1.7} =$	460.7	$N_{1.7} =$	3459

Tab. 11: Spannungen und max. ertragbare Schwingspielzahlen aus der Referenz-Wöhlerlinie

Die Schwingspielverhältnisse werden folgendermaßen berechnet:

$$\left[\frac{n}{N} \right]_H = \frac{1000}{3459} = 0,289$$

$$\left[\frac{n}{N} \right]_L = \frac{(449456 - 1000)}{697352} = 0,643$$

Glg. (4.5)

Die Summe der beiden Spannungsverhältnisse ergibt die Gesamtschädigung D. Ist der Wert gleich eins (D=1) so stimmt der Versuch mit einer rechnerisch ermittelten Schädigung nach der linearen Schadensakkumulationshypothese überein. Bei der Probe ÜV13 wurde z.B. eine Gesamtschädigung von D=0,932 erreicht.

$$\left[\frac{n}{N} \right]_H + \left[\frac{n}{N} \right]_L = 0,932$$

Glg. (4.6)

Für die Probe ÜV14 wurden auf die gleiche Weise die Schwingspielverhältnisse bestimmt. Die Gesamtschädigung betrug jedoch D=0,376. Dieser Wert ist weit unter D=1. Das bedeutet, dass bei der Probe ÜV14 eine rechnerische Lebensdauerabschätzung nach Palmgren-Miner zu optimistischem Ergebnis und zu Schaden geführt hätte.

Die Spannungsverhältnisse können in einem Schwingspielverhältnisdiagramm dargestellt werden. Auf der Abszisse eines solchen Diagrammes werden die Schwingspielverhältnisse der niedrigen Belastungsstufe $[n/N]_L$ und auf der Ordinate die Schwingspielverhältnisse der höheren Belastungsstufe $[n/N]_H$ aufgetragen. Zusätzlich zu den Schadenspunkten wird die rechnerische Schadenslinie nach Palmgren-Miner als Referenzlinie dargestellt.

Das Schwingspielverhältnisdiagramm für die Proben ÜV13 und ÜV14 ist in [Abb. 52](#) dargestellt. Alle errechneten Schwingspielverhältnisse zu den Überlastversuchen können dem Anhang [10.6](#) entnommen werden. Im Weiteren werden die durchgeführten Prüfprogramme einzeln besprochen.

4.2.1. Prüfprogramm Nr.1- LoHiLo

Mit dem ersten Prüfprogramm wurde versucht, durch Veränderung des Überlastfaktors bzw. der Schwingenspielzahl im Überlastblockeinen Einfluss auf die Schwingfestigkeit zu erzielen. Dreistufenversuche (LoHiLo) mit $R=-1$ wurden durchgeführt, wobei die Amplituden der ersten und der dritten Spannungsstufe gleich gewählt wurden. Die schematische Darstellung der Grundlast- und der Überlastblöcke ist in [Abb. 46](#) angeführt.

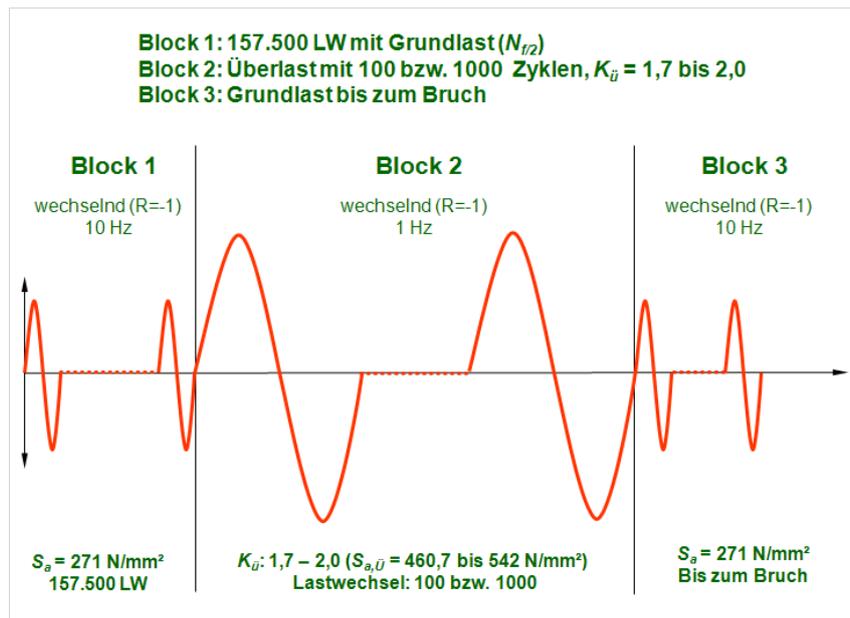


Abb. 46: Überlastversuche nach dem Prüfprogramm Nr.1. - LoHiLo

Entsprechend dieser Skizze wurde in einem ersten Block die Grundlast (271 N/mm^2) bis zu 50% der $P_{\bar{U}}=90\%$ Überlebenswahrscheinlichkeit der Referenz-Wöhlerlinie aufgebracht. Das Grundlastniveau wurde in Bezug zur Referenz-Wöhlerlinie gewählt, bei der eine mittlere Schwingenspielzahl von 315000 erzielt wurde. Die aufbrachte Schwingenspielzahl betrug im ersten Block 157500 Schwingenspiele, die in etwa $N_{f/2}$ der mittleren Schwingenspielzahl entspricht. Danach erfolgte ein Block mit Überlastamplituden.

In diesem zweiten Block wurden sowohl die Schwingenspielzahl (100 LW bzw. 1000 LW) als auch die Höhe des Überlastfaktors ($K_{\bar{U}}=1,7$ bis $K_{\bar{U}}=2,0$) variiert. Abschließend wurden die Proben auf dem Grundlastniveau bis zum Versagen geprüft.

Vier Proben (ÜV-2, ÜV-3, ÜV-4, ÜV-5) wurden im Rahmen dieses Programms geprüft.

[Abb. 47](#) zeigt die Ergebnisse mit 100 Schwingenspielen im Überlastblock. Die erreichten Lastwechselzyklen sind auf der logarithmischen Abszisse dargestellt. Auf der Abszisse sind zusätzlich zu den Überlastergebnissen die Streubänder der Überlebenswahrscheinlichkeiten $P_{\bar{U}}=10$, $P_{\bar{U}}=50$ und $P_{\bar{U}}=90\%$ der Referenz- Wöhlerlinie für das Grundlastniveau (271 N/mm^2) gekennzeichnet. Diese sollen für die dargestellten Überlastversuchsergebnisse als Referenz dienen. Auf der linear dargestellten Ordinate kann man die Überlastfaktoren sowie die Anzahl der Schwingenspiele im jeweiligen Überlastblock ablesen.

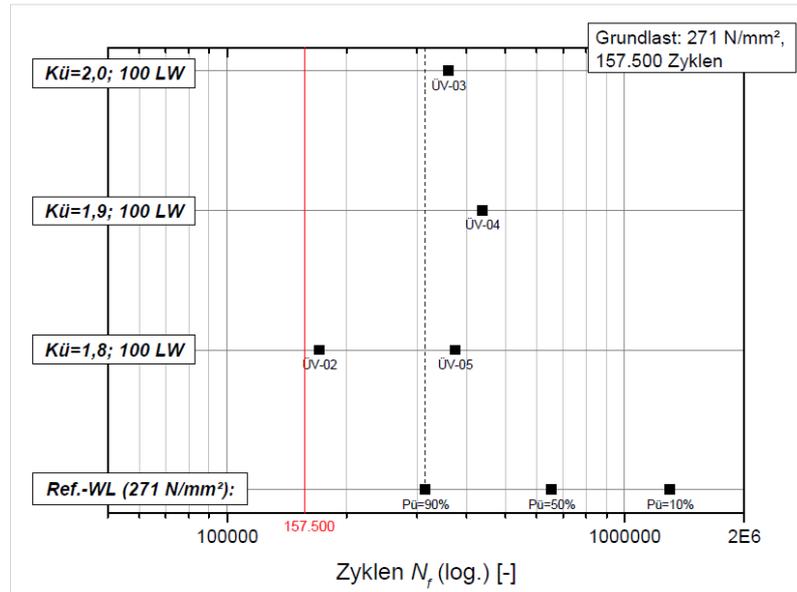


Abb. 47: Versuchsergebnisse vom Prüfprogramm Nr.1 mit 100 Schwingspielen im Überlastblock.

Zu erkennen ist, dass mit den unterschiedlichen Überlastfaktoren und dem Überlastblock von 100 Schwingspielen kein eindeutiger Einfluss auf die Schwingfestigkeit ermittelt werden konnte. Die 90% Überlebenswahrscheinlichkeit wurde bei den Prüflingen meistens erreicht. Ergänzende Versuche wurden mit 1000 Überlastwechselzyklen, zwei Überlastfaktoren $K_{Ü}=1,7$ bzw. $K_{Ü}=1,8$ sowie verschiedenen Bearbeitungszuständen der Schnittkanten (Fase $2 \times 45^\circ$ bzw. Radius $R=5\text{mm}$) durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Abb. 48 dargestellt.

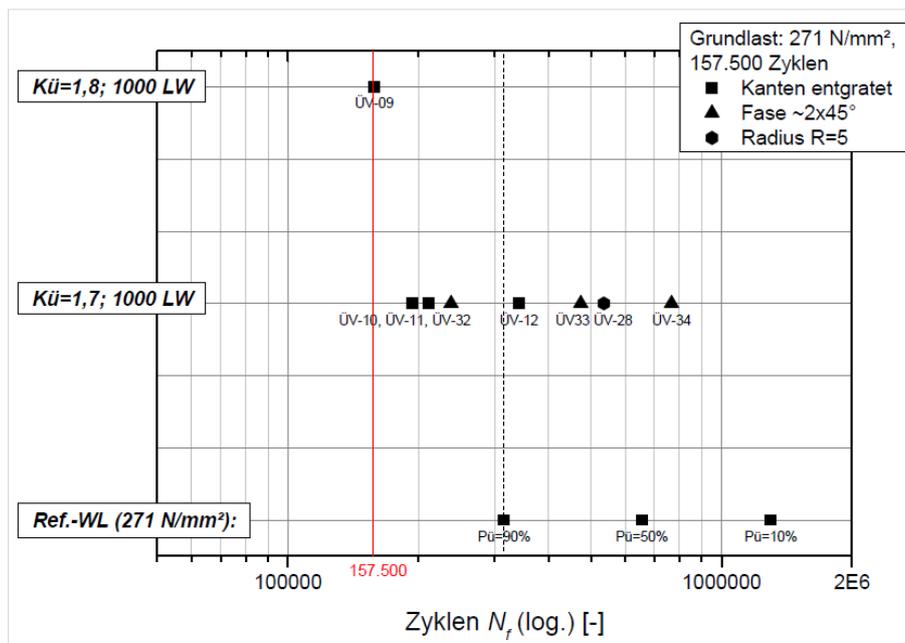


Abb. 48: Versuchsergebnisse des Prüfprogramms Nr.1 mit 1000 Schwingspielen im Überlastblock.

Die geringste Lebensdauer wurde mit der Probe ÜV-09 mit einem Überlastfaktor von $K_{\ddot{u}}=1,8$ erreicht. Das Versagen der Probe erfolgte deutlich unter der $P_{\ddot{u}}=90\%$ nach ca. 500 Überlastzyklen.

Auf dem Überlastniveau $K_{\ddot{u}}=1,7$ wurden drei Proben (ÜV-10, ÜV-11, ÜV-12) mit gebrochenen Schnittkanten, drei Proben (ÜV-32, ÜV-33, ÜV-34) mit abgerundeten Schnittkanten mit $R=5\text{mm}$ und eine Probe (ÜV-28) bei der die Schnittkanten mit einer Fase von $2 \times 45^\circ$ versehen waren, geprüft.

Die $P_{\ddot{u}}=90\%$ wurde mit den Proben ÜV-10, ÜV-11 und ÜV-32 nicht erreicht. Die weiteren vier Proben liegen im Streubereich des Grundlastniveaus. Die Ergebnisse mit 1000 Überlastzyklen zeigen, dass das Versagen der Proben tendenziell während des Überlastblocks bzw. kurz nach dem Überlastblock erfolgte. Die nachbearbeiteten Proben liegen im Streubereich der Referenz-Wöhlerlinie bzw. besser als die Ergebnisse der Proben mit entgrateter Schnittkanten. Die Überlast wirkt sich negativ aus, sobald die 90% Überlebenswahrscheinlichkeit unterschritten wird.

Abb. 49 zeigt die Versuchsergebnisse des ersten Prüfprogrammes in einer Darstellung, bei der auf der Abszisse bzw. der Ordinate die Schwingspielverhältnisse der einzelnen Stufen aufgetragen wurden (Erklärung siehe Kap. 4.2).

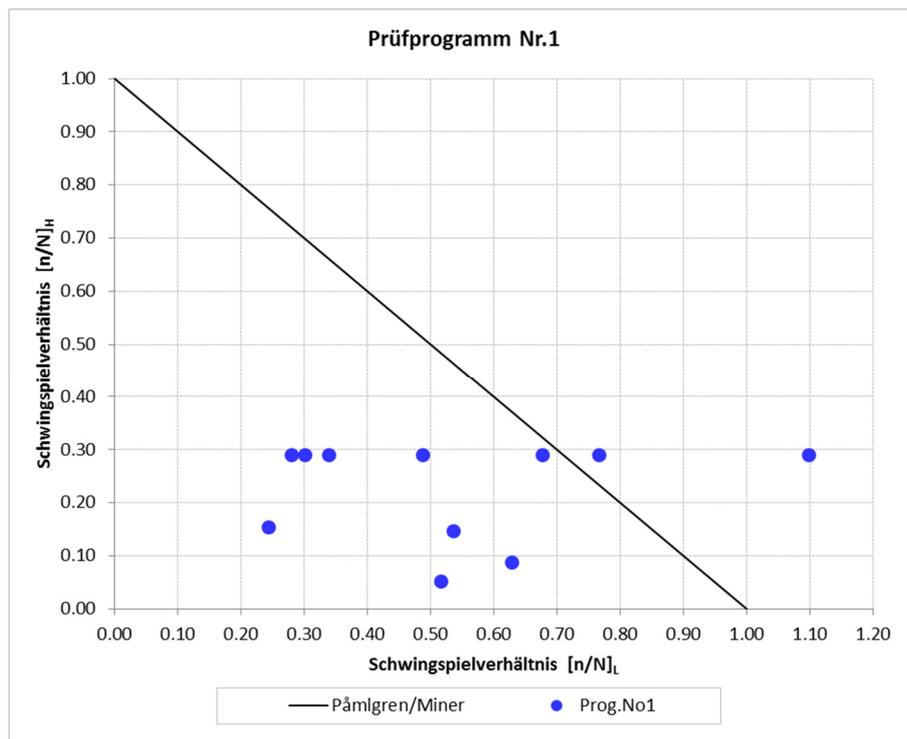


Abb. 49: Versuchsergebnisse: Prüfprogramm Nr.1

In der Darstellung kann man erkennen, dass die meisten Punkte unterhalb der Palmgren-Miner-Schadenslinie ($P_{\ddot{u}}=50\%$) liegen. Das heißt, dass die Gesamtschädigung der meisten Prüflinge kleiner als eins war und eine Schädigungsrechnung zu optimistisch gewesen wäre.

4.2.2. Prüfprogramm Nr.2 - HiLo

Im zweiten Prüfprogramm wurden Zweistufenversuche (HiLo) mit $R=-1$ durchgeführt. Am Anfang des Versuches wurde ein Überlastblock mit 1000 Schwingspielen eingestreut. Der Überlastfaktor betrug in diesem Fall $K_{Ü} = 1,7$. Diese Last führt zu hohen Spannungsamplituden von $460,7 \text{ N/mm}^2$ die jedoch noch knapp unter der Mindeststreckgrenze des Werkstoffes liegen. Abschließend wurden die Proben auf dem Grundlastniveau 271 N/mm^2 bis zum Bruch geprüft. Das Schema des zweiten Prüfprogrammes ist in [Abb. 50](#) dargestellt.

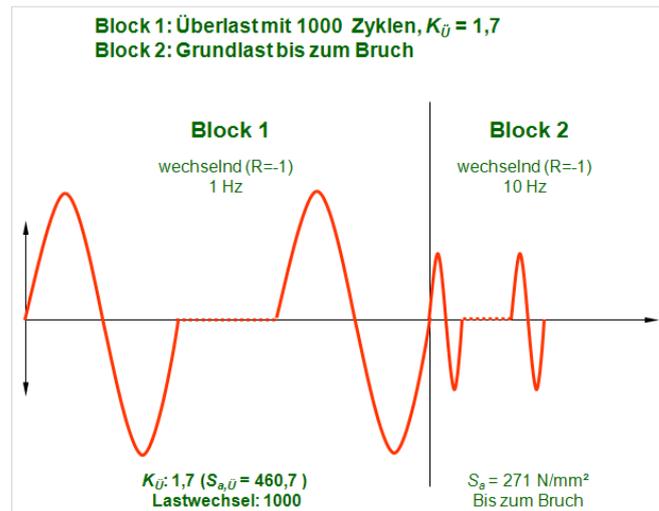


Abb. 50: Überlastversuche nach Prüfprogramm Nr.2. - HiLo

Die Versuchsergebnisse sind in [Abb. 51](#) dargestellt.

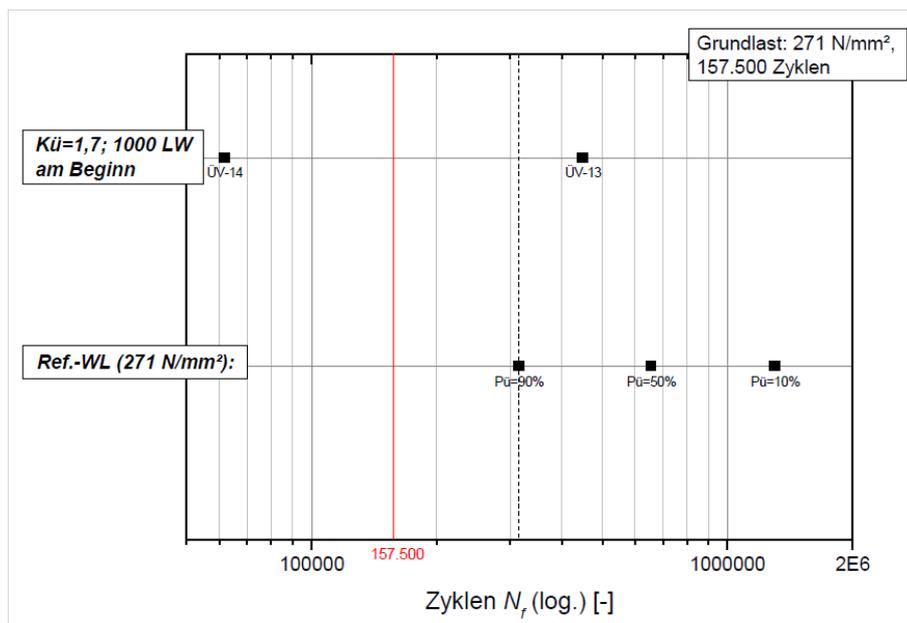


Abb. 51: Versuchsergebnisse des Prüfprogramms Nr.2 mit 1000 Schwingspielen im Überlastblock.

Es wurden mit diesem Programm lediglich zwei Proben ÜV-13 und ÜV-14 geprüft. Die Schnittkanten der Prüflinge wurde mit Schleifpapier gebrochen. Die Prüfprotokolle können dem Anhang [10.5](#) entnommen werden.

Bei diesen Ergebnissen ist eine sehr große Streuung (Faktor ~ 7) zu erkennen. Die Probe ÜV-14 hat bereits nach 61709 Schwingspielen deutlich unter der Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\bar{u}}=90\%$ versagt. Diese Schwingspielzahl entspricht in etwa $N_{f/4}$. Die Lebensdauer der Probe ÜV-13 hat die Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\bar{u}}=90\%$ überschritten und liegt somit im Streubereich der Referenz - Wöhlerlinie.

Der Zeitfestigkeitsbereich dieses Werkstoffes zeichnete sich überraschender Weise ebenfalls durch eine größere Streuung der Ergebnisse aus. Die Streuung in diesem Bereich war z.B. auf dem Spannungsniveau von 370 N/mm^2 um Faktor vier größer als jene im Schwingfestigkeitsbereich, siehe die Ergebnisse der Referenz-Wöhlerlinie.

[Abb. 52](#) zeigt nochmals die Versuchsergebnisse des zweiten Prüfprogrammes. Dabei wurden auf der Abszisse bzw. Ordinate die Schwingspielverhältnisse der einzelnen Stufen aufgetragen (Erklärung siehe [Kap. 4.2](#)).

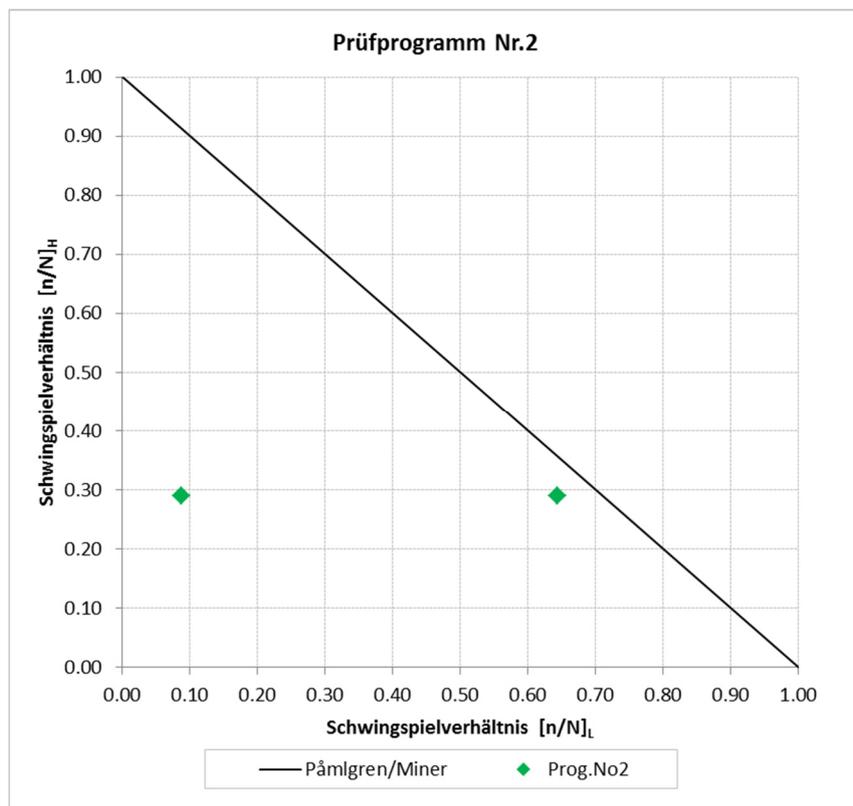


Abb. 52: Versuchsergebnisse: Prüfprogramm Nr.2

Die beiden Punkte liegen unterhalb der $P_{\bar{u}}=50\%$ Pálmgren-Miner-Schadenslinie. Das bedeutet dass eine Schädigungsrechnung zu optimistischen Ergebnissen und somit zum Schaden geführt hätte.

4.2.3. Prüfprogramm Nr.3 - LoHi / HiLo

Das dritte Prüfprogramm stellt lediglich eine Erweiterung der oben angeführten zwei Prüfprogramme dar. Die Überlastblöcke beinhalten auch in diesem Fall 1000 Schwingspiele jedoch mit einem reduzierten Grundlastniveau von 250 N/mm^2 .

Bezogen auf die Referenz-Wöhlerlinie konnte auf diesem Spannungsniveau eine Lebensdauer von 375000 Schwingspiele erzielt werden. Die Überlasthöhe und die Position der Überlast wurden entsprechend der oben angeführten Definitionen (Abb. 46 und Abb. 50) variiert, wobei der maximale Überlastfaktor auf $Kü=1,95$ reduziert wurde.

Dieser Faktor ergibt Spannungsamplituden von ca. 487 N/mm^2 , welche knapp unter der Mindeststreckgrenze des Werkstoffes liegen.

Fünf Proben mit gebrochenen Schnittkanten (ÜV-15, ÜV-16, ÜV-17, ÜV-18, ÜV-19) wurden geprüft.

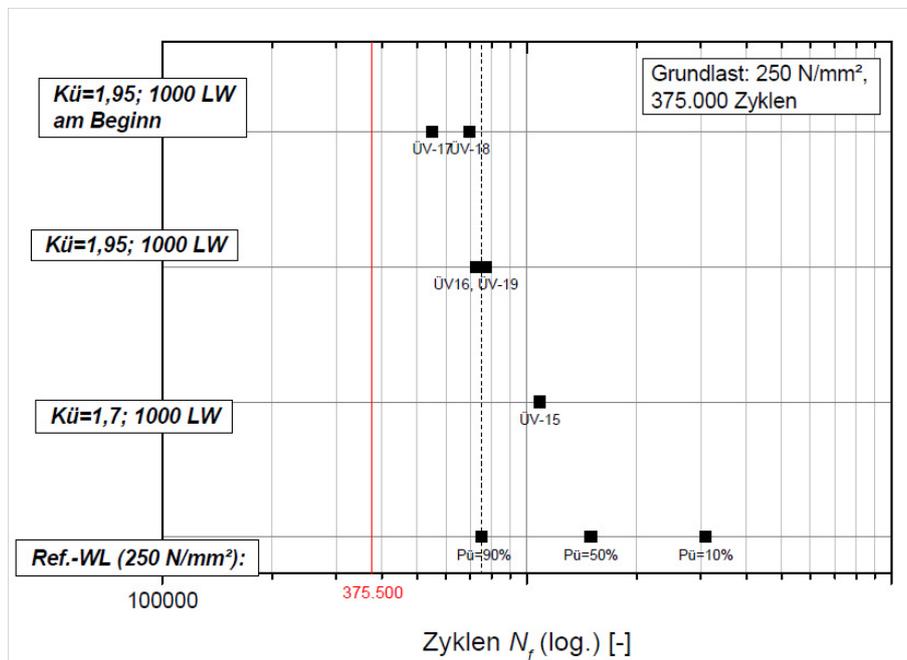


Abb. 53: Versuchsergebnisse des Prüfprogramms Nr.3 mit 1000 Schwingspielen im Überlastblock.

Die Lebensdauer der Probe ÜV-15 liegt im Streubereich der Referenz-Wöhlerlinie. Mit den Proben ÜV-16 und ÜV-19 wurde die 90% Überlebenswahrscheinlichkeit ziemlich genau erreicht. Die Proben ÜV-17 und ÜV-18 haben knapp $Pü=90\%$ unterschritten.

Die Prüfprotokolle sind dem Anhang 10.5 zu entnehmen.

Abb. 54 zeigt nochmals die grafische Darstellung der Versuchsergebnisse. Dabei wurden auf der Abszisse bzw. Ordinate die Schwingspielverhältnisse der einzelnen Stufen aufgetragen (Erklärung siehe Kap. 4.2).

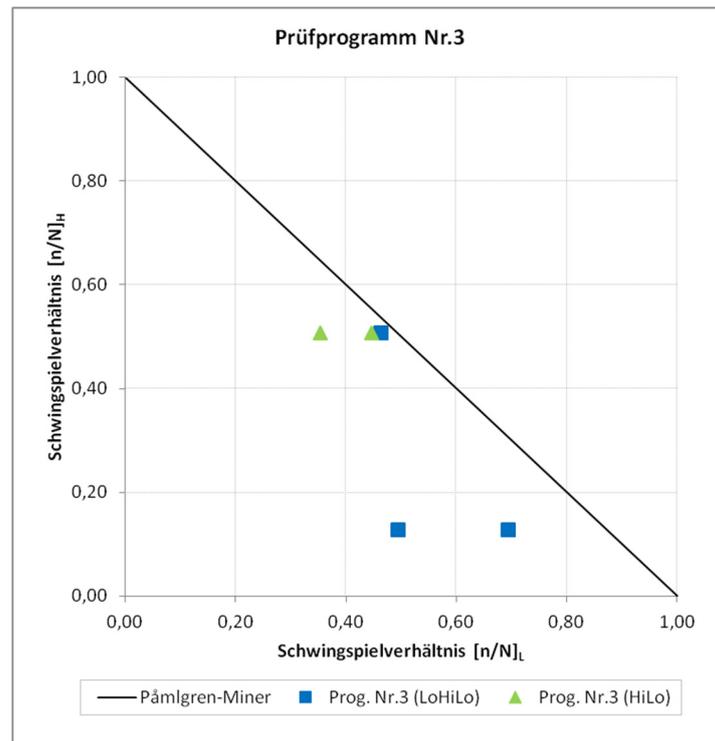


Abb. 54: Versuchsergebnisse: Prüfprogramm Nr.3

Die Schadenspunkte liegen auch in diesem Fall unterhalb der $Pü=50\%$ Palmgren-Miner - Schadenslinie. Die rechnerische Lebensdauer auslegung wäre in diesem Fall bei zwei der fünf Proben zu optimistisch gewesen. Bei den übrigen drei Proben passt die Messung mit der Berechnung gut überein.

4.2.4. Prüfprogramm Nr.4 -LoHiLoHi...

In diesem Prüfprogramm wurden Mehrstufenversuche (LoHiLoHi...) durchgeführt, wobei alle Spannungsamplituden in den tiefen und hohen Spannungsstufen (Überlasten) jeweils gleich waren. Das Prüfprogramm wurde auf dem Grundlastniveau 271 N/mm^2 gestartet. Die Spannungsamplituden wurden wechselnd $R=-1$ eingestreut. Es wurden zwei unterschiedliche Grundlastblöcke mit 1000 bzw. 10000 Schwingspielen definiert.

In der hohen Spannungsstufe (Hi) wurden zunächst einzelne Überlastamplituden wechselnd $R=-1$ mit $Kü=2$ eingestreut.

Da im Druckbereich der gewählte hohe Überlastfaktor zum Ausknicken einiger Proben führte, wurden im Überlastblock die Spannungsamplituden rein Zugschwellend ($R=0$) mit einer Prüffrequenz von $0,2 \text{ Hz}$ (quasistatisch) eingestreut. Das ergab eine Lastaufbringungsdauer von $5s/\text{Überlastamplitude}$.

Das Prüfprogramm Nr.4 besteht also aus einem Grundlastblock mit 1000 oder 10000 Schwingspielen, welche wechselnd ($R=-1$) am Anfang aufgebracht wurden und aus einer Überlastamplitude ($R=0$) die am Ende des Blocks zugschwellend eingestreut wurde.

Der Block wurde anschließend bis zum Versagen der Proben wiederholt, siehe [Abb. 55](#).

Es wurden mit diesem Prüfprogramm insgesamt neun Proben getestet. Die entsprechenden Prüfprotokolle sind im Anhang 10.5 angeführt.

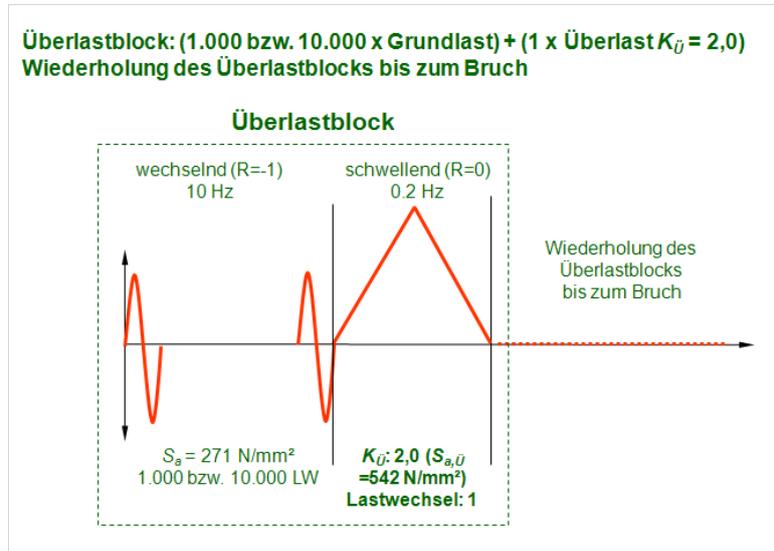


Abb. 55: Überlastversuche nach Prüfprogramm Nr.4. - LoHiLoHi...

Bei der Variante mit 10000 Schwingspielen im Grundlastblock wurden vier Proben mit gebrochenen Schnittkanten (ÜV-20, ÜV-21, ÜV-22, ÜV-23) geprüft.

Bei der anderen Variante mit 1000 Schwingspielen im Grundlastblock wurden drei Proben mit gebrochenen Schnittkanten (ÜV-24, ÜV-25, ÜV-26), eine Probe mit nachbearbeiteten Schnittkanten (ÜV-27 - Fase $2 \times 45^\circ$) und eine Probe mit abgerundeten Schnittkanten (ÜV-29 - $R=5\text{mm}$) geprüft.

Abb. 56 zeigt die Lebensdauerergebnisse von acht Proben. Das neunte Ergebnis kann der Abb. 69 entnommen werden.

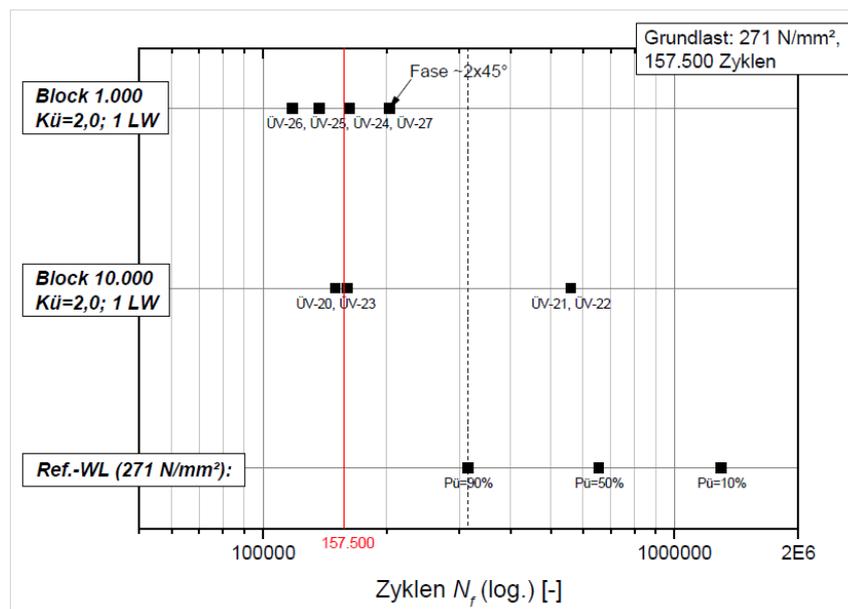


Abb. 56: Versuchsergebnisse des Prüfprogramms Nr.4 mit 1000 bzw. 10000 Schwingspielen im Grundlastblock.

Zu erkennen ist, dass mit 10000 Schwingspiele im Grundlastanteil die Hälfte der Ergebnisse unter der 90% Überlebenswahrscheinlichkeit (ÜV-20, ÜV-23) bzw. im Bereich der $P_{ü}=50\%$ der Referenz-Wöhlerlinie liegen (ÜV-21, ÜV-22). Der Streufaktor der Ergebnisse beträgt 3,5.

In einem weiteren Schritt wurde die Schwingspielzahl im Grundlastanteil von 10000 auf 1000 Zyklen reduziert. Dadurch hat man versucht die Lebensdauer der Prüflinge zu verändern. Die maximal ertragbaren Schwingspiele lagen, unabhängig davon ob die Schnittkanten gebrochen oder auf unterschiedlicher Weise nachbearbeitet waren, bei ca. $N_f/2$.

Die 90% Überlebenswahrscheinlichkeit wird somit bei dieser Versuchsreihe nicht erreicht und die Lebensdauer wurde wie erwartet reduziert.

Die Versuche mit 1000 Schwingspielen im Grundlastanteil (ÜV-24 bis ÜV-27) zeigen einen deutlichen Einfluss auf die Schwingfestigkeit, wobei es aufgrund der quasistatischen, zugschwellenden Überlast zu statischen Anrissen kommt und somit kann bei diesem Prüfprogramm über reine schwingbeanspruchte Rissinitiierung nicht gesprochen werden.

Abb. 57 zeigt nochmals die Versuchsergebnisse des vierten Prüfprogrammes in grafischer Darstellung.

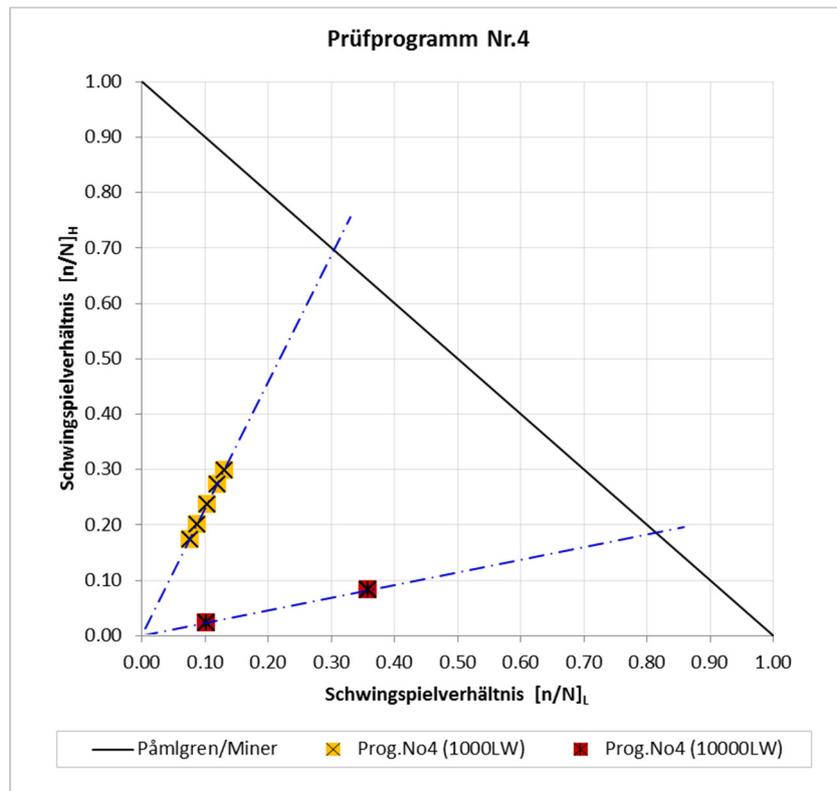


Abb. 57: Versuchsergebnisse: Prüfprogramm Nr.4.

Es ist auch hier gut zu erkennen, dass alle Schadenspunkte weit unter der $P_{ü}=50\%$ Pålmgren-Miner-Schadenslinie liegen.

4.2.5. Prüfprogramm Nr.5 - LoHiLoHi...

Wie bereits im vorherigen Kapitel erwähnt wurde, sind einige Proben während der hohen Überlastamplituden im Druckbereich geknickt. Die Beanspruchung der Proben im Überlastblock erfolgte aus diesem Grund rein zugschwellend. Entsprechend der [Abb. 55](#) wurde der Überlastblock vom Prüfprogramm Nr.4 insofern erweitert, dass nach dem Grundlastblock die Überlastamplitude nicht zugschwellend sondern wechselnd aufgebracht wurde. Der Druckanteil der Überlastamplitude wurde jedoch mit einem reduzierten Überlastfaktor von $K_{\bar{U}}=1,7$ (460 MPa) aufgebracht. Der Überlastfaktor des Zuganteils betrug nach wie vor $K_{\bar{U}}=2$ (542 MPa).

Das Prüfprogramm besteht also aus einem Grundlastblock mit 1000 Schwingspielen mit einem Spannungsverhältnis von $R=-1$ und aus einer Überlastamplitude die wechselnd aufgebracht wird jedoch mit einem Spannungsverhältnis von $R=-0,85$. Der Block wurde dann bis zum Versagen der Proben wiederholt eingestreut. Die Spannungsamplituden im Überlastblock (~ 460 MPa) liegen somit knapp unter der Mindeststreckgrenze des geprüften Werkstoffes. Das Programm ist schematisch in [Abb. 58](#) dargestellt.

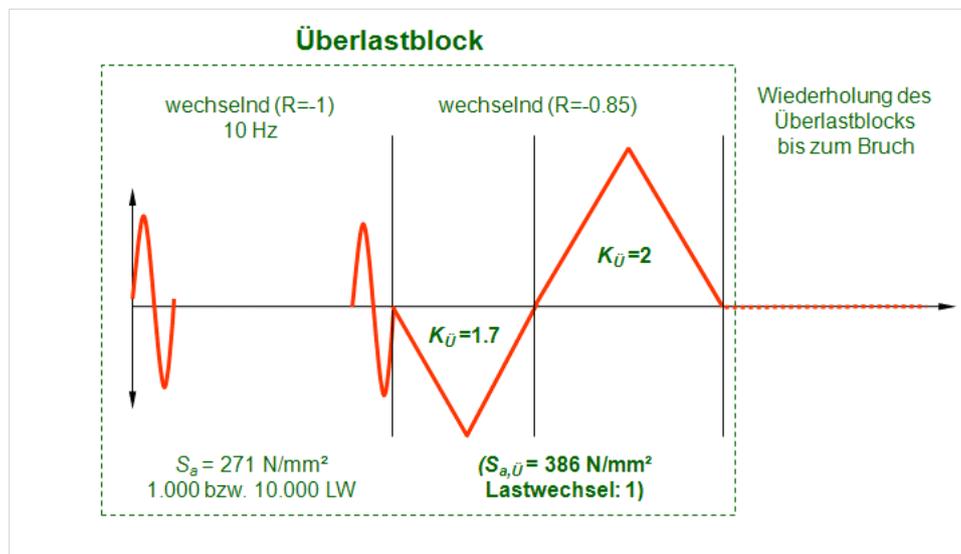


Abb. 58: Überlastversuche nach Prüfprogramm Nr.5. - LoHiLoHi...

Fünf Proben mit gebrochenen Schnittkanten (ÜV-30, OT-2, OT-3, OT-4, OT-5) und eine Probe mit abgerundeten Schnittkanten mit $R=5$ mm (ÜV-31) wurden mit dem Programm geprüft. Die Prüfprotokolle können dem Anhang [10.5](#) entnommen werden.

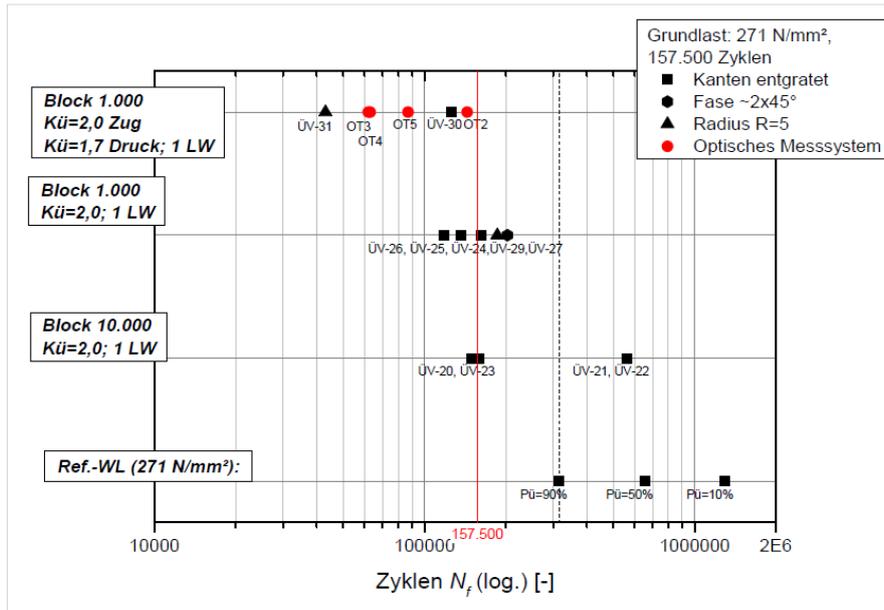


Abb. 59: Ergebnisse der Überlastversuche nach Prüfprogramm Nr.5

Es ist zu erkennen, dass die Lebensdauerergebnisse deutlich unter der 90% Überlebenswahrscheinlichkeit liegen. Die erreichten Schwingspielzahlen unterschreiten sogar den $N_{f/2}$ - Wert. Bemerkenswert ist, dass die Probe ÜV-31 mit abgerundeten Schnittkanten ($R=5\text{mm}$) trotz aufwendiger Nachbearbeitung, die niedrigste Lebensdauer erreicht hat. Dieser Versuch zeigt, dass gerade bei hohen quasistatischen Lastamplituden die Bearbeitungsverfahren der Schnittkanten keine Bedeutung hat. Abb. 60 zeigt die grafische Darstellung der Versuchsergebnisse im Schwingspielverhältnisdigramm.

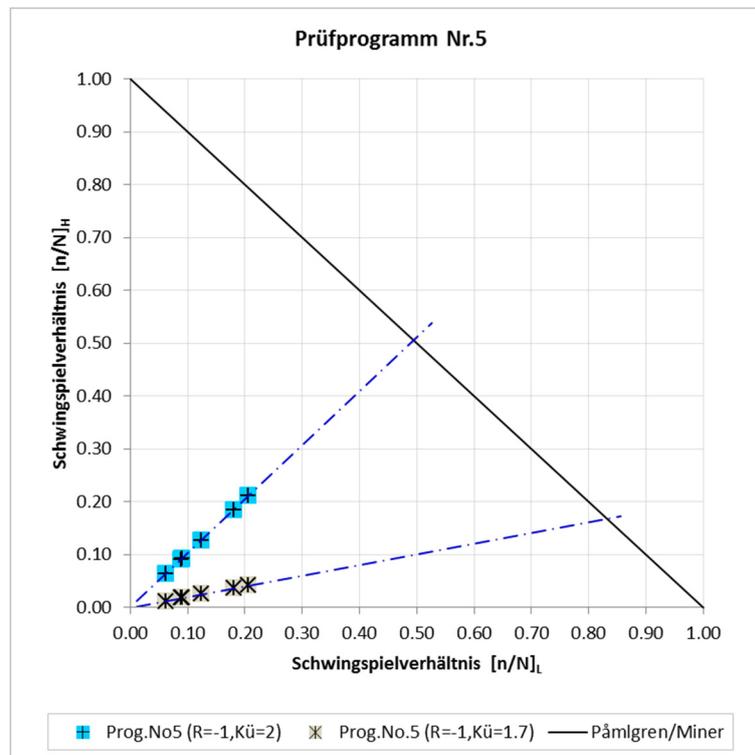


Abb. 60: Versuchsergebnisse: Prüfprogramm Nr.5

Die Schadenspunkte liegen ähnlich wie beim vorherigen Prüfprogramm unterhalb der Palmgren-Miner - Schadenslinie.

Mit den Prüfprogrammen Nr.4 und Nr.5 konnten eindeutige Überlasteinflüsse auf die Lebensdauer erzielt werden.

Ein optisches Maßsystem wurde installiert, um die Rissinitiierungsphase und den Rissfortschritt bis zu einem technisch relevanten Riss ermitteln zu können.

Vier Proben (OT2, OT3, OT4, OT5) wurden auf diese Art und Weise geprüft. In [Abb. 61](#) sind für bestimmte Schwingspielzahlen Aufnahmen des Prüfbereichs des Versuchs OT5 dargestellt. Eine erste Rissinitiierung konnte nach ca. 59000 Schwingspielen erkannt werden. Mit zunehmender Schwingspielzahl erfolgte ein weiterer Anriss. Die Prüfmaschine stoppte nach ca. 86000 Schwingspielen, wobei ein technisch relevanter Anriss vorhanden war. Da bei 78000 Schwingspielen der Rissfortschritt noch gering ausgeprägt war, wurde die Phase des Rissfortschritts bei der untersuchte Probengeometrie als vernachlässigbar bewertet.

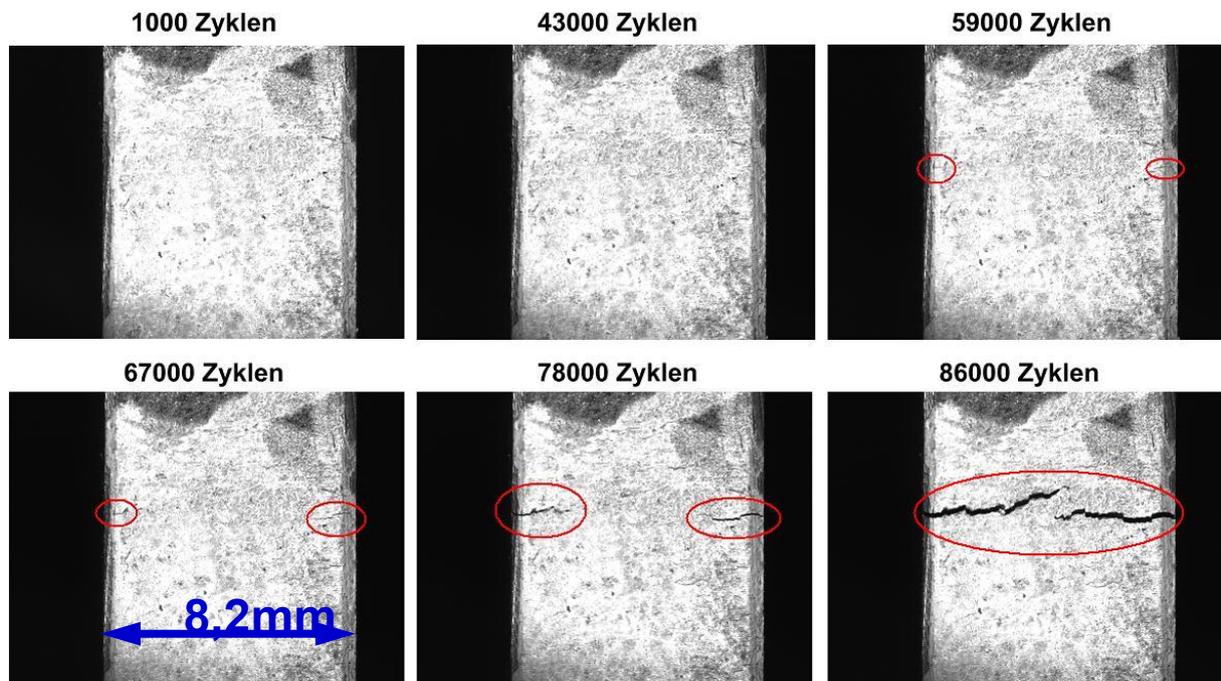


Abb. 61: Rissfortschritt in der Probe OT5 aufgenommen mit einem optischen Messsystem.

4.2.6. Makroskopische Charakterisierung der Bruchflächen

Die Bruchflächen der Proben wurden ähnlich wie bei den Voruntersuchungen mit einem Olympus SZX12 Stereomikroskop untersucht.

Abb. 62 zeigt die Bruchflächen der Proben ÜV-10 und ÜV-12 in unterschiedlichen Auflösungen. Beide Proben wurden dem Prüfprogramm Nr.1 unterworfen.

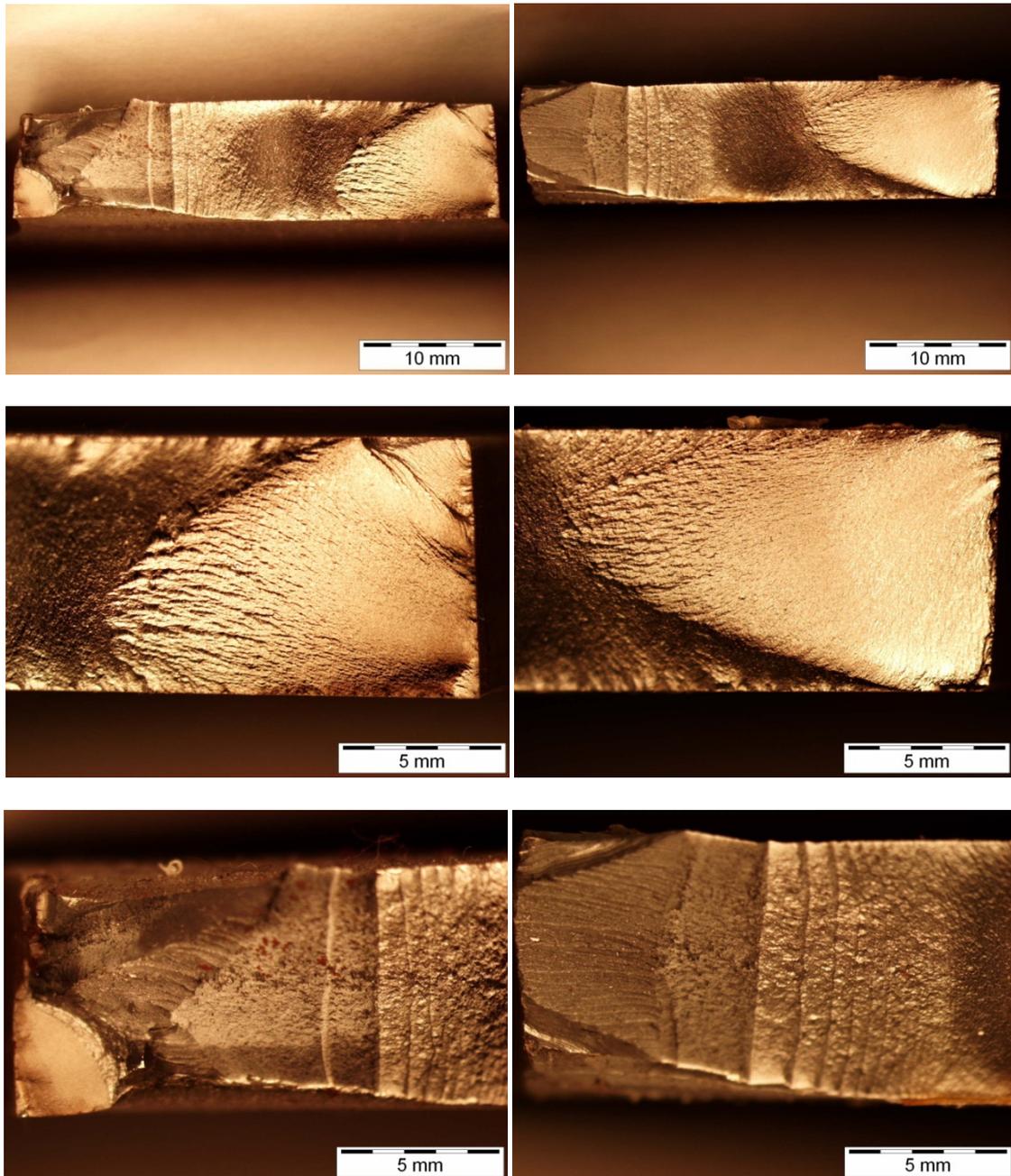


Abb. 62: Bruchfläche der Proben ÜV-10 (links) und ÜV-12 (rechts)

Es ist auch bei diesen Bruchflächen zu erkennen, dass der Riss im Schnittkantenbereich initiiert wurde. Die mittleren Bilder zeigen in einer besseren Auflösung die Anrissstellen. Das Bruchverhalten der Proben und die einzelnen Phasen der Rissbildung sind auch bei den Überlastversuchen gut identifizierbar und können wie in [Abb. 29](#) bezeichnet werden.

Die unteren zwei Bilder zeigen den Übergangsbereich vom Schwingungsbruch zum Restbruch. Dieser Bereich ist durch eine Normalbruchfläche charakterisiert. Mit der Verkleinerung des Nettoquerschnitts werden die Rastlinienabstände immer größer.

[Abb. 63](#) zeigt die Bruchfläche der Probe ÜV-28. Trotz nachbearbeiteten Schnittkanten befindet sich die Rissinitiierungsstelle im Kantenbereich auf der Walzhautoberfläche. Der Normalbruchbereich am Anfang des Risses, der Übergang zum Scherbruch mit der Abnahme des Nettoquerschnitts und die charakteristischen Scherlippen sind auch hier gut zu erkennen.

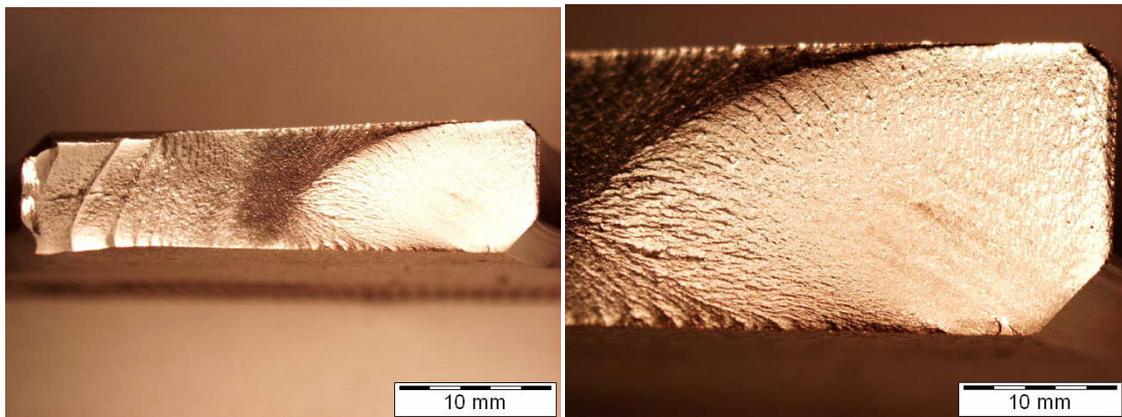


Abb. 63: Bruchfläche der Proben ÜV-28 mit nachbearbeiteten Schnittkanten mit Fase ($2 \times 45^\circ$).

Sowohl die Probe ÜV-28 als auch alle anderen Proben mit nachbearbeiteten Schnittkanten zeigen tendenziell bessere Lebensdauerwerte als jene die nicht nachbearbeitet wurden. Diese Erkenntnis wurde bereits bei den Voruntersuchungen beobachtet und in [Kap. 4.1.4](#) beschrieben.

[Abb. 64](#) zeigt die Bruchfläche der Probe ÜV-13, welche dem Prüfprogramm Nr.2 unterworfen wurde.

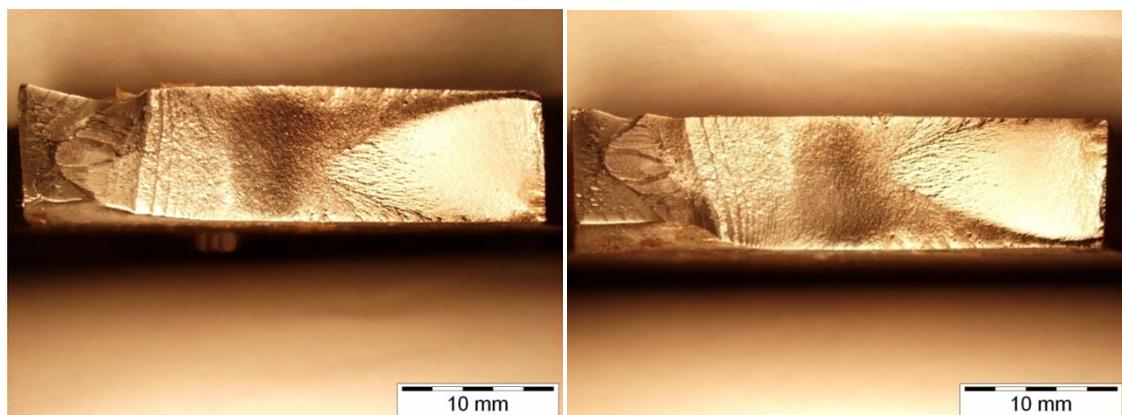


Abb. 64: Gesamtbruchfläche der Probe ÜV-13

Der Bereich der Rissinitiierung sowie der Übergangsbereich vom Schwingungsbruch zum Restbruch sind in [Abb. 65](#) dargestellt. Das Bruchverhalten der Probe, die Rissinitiierung sowie die einzelnen Phasen der Rissbildung zeigen gegenüber der Referenz-Wöhlerproben sowie der Proben von dem Prüfprogramm Nr.1 keine Besonderheiten auf.

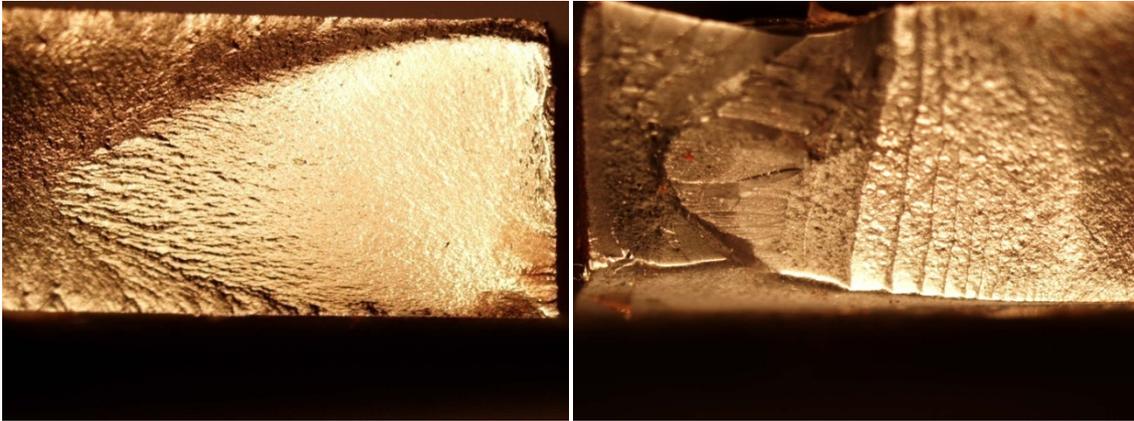
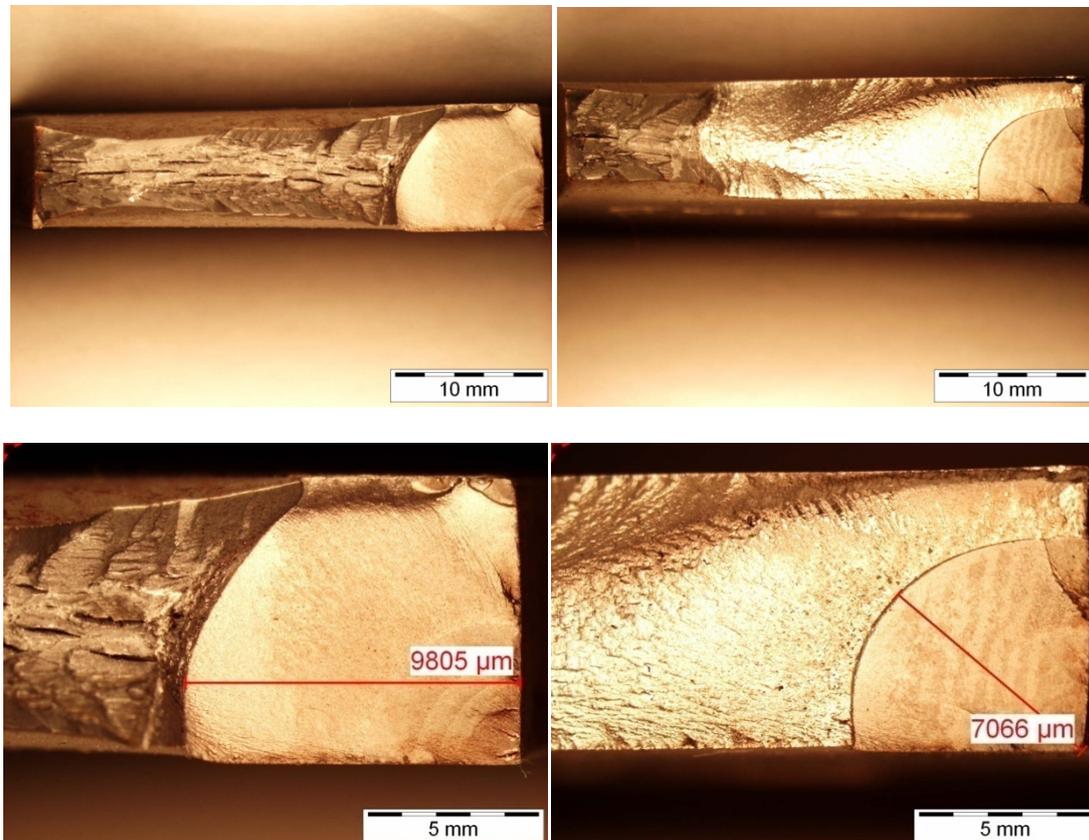


Abb. 65: Rissinitiierung (links) und Übergang vom Schwingungsbruch zum Restbruch bei der Probe ÜV-13.

Die Bruchflächen der Proben ÜV-21 und ÜV-22 sind in [Abb. 66](#) dargestellt. Diese Proben wurden mit dem Prüfprogramm Nr.3 geprüft.



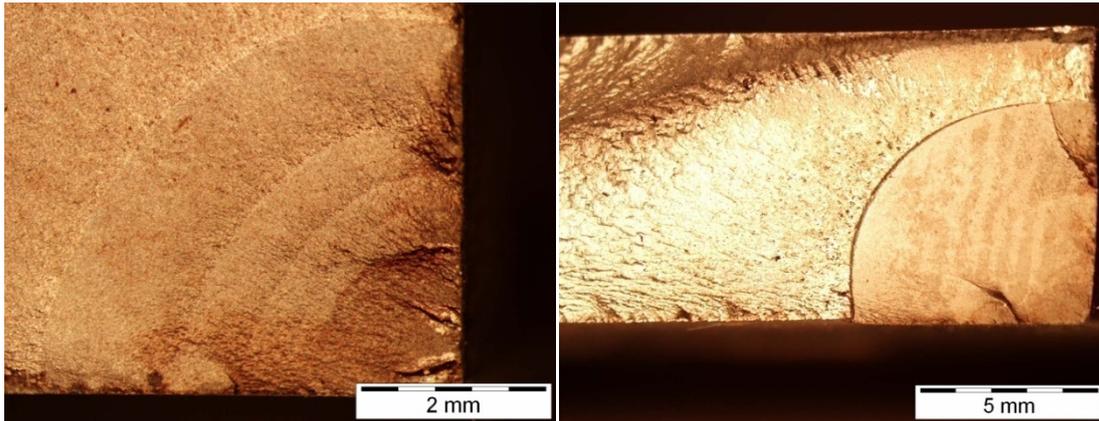
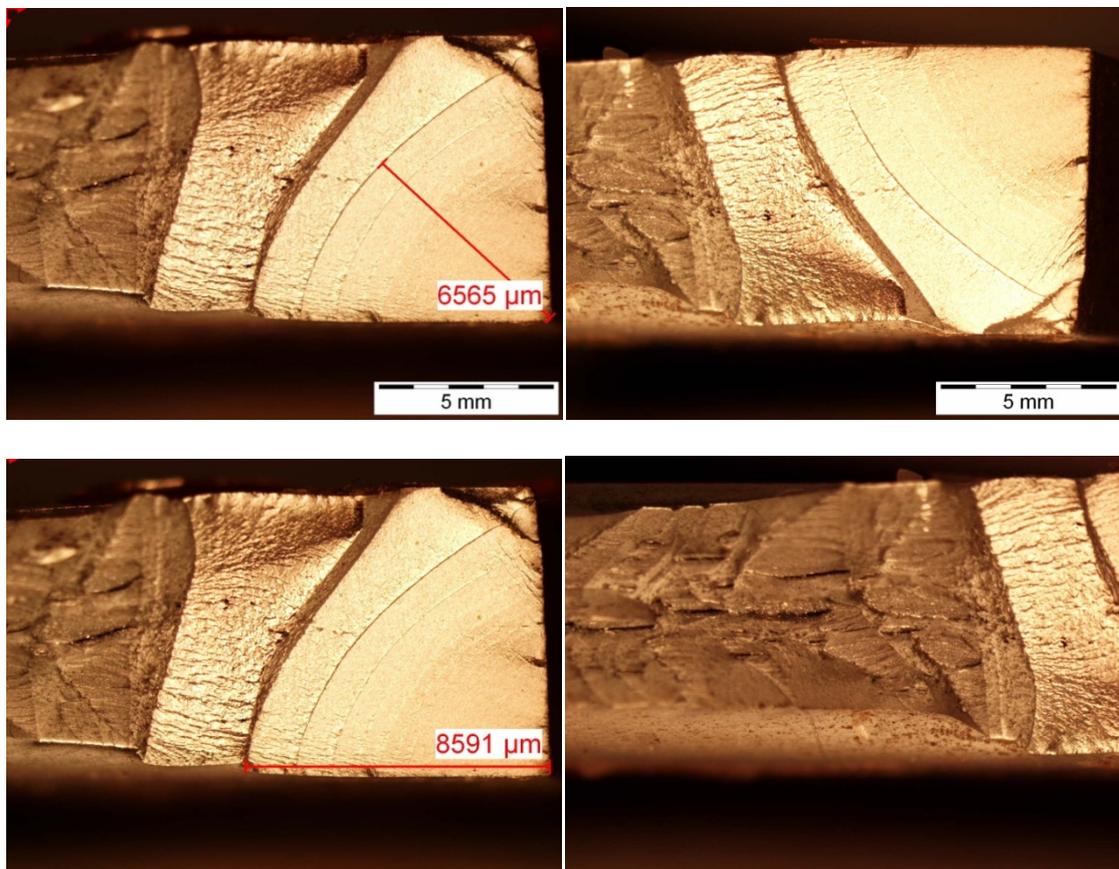


Abb. 66: Bruchflächen der Proben ÜV-21 (links) und ÜV-22 (rechts)

Interessant sind die Bruchflächen der Prüflinge, die mit den Prüfprogrammen 4 bzw. 5 erzeugt wurden. Diese weisen für die Versuchsdurchführung mit Überlasten insbesondere im Zugschwellbereich charakteristische Merkmale auf. Von den Kanten ausgehend entwickeln sich terrassenförmige Brüche, die auf die einzelnen Überlastamplituden zurückzuführen sind. Diese Brüche sind viel ausgeprägter bei den Proben, welche mit 1000 Zyklen im Grundlastanteil geprüft wurden.

Abb. 67 zeigt die charakteristische Bruchfläche der Probe ÜV-25. Sie wurde mit dem Prüfprogramm Nr.4 geprüft, wobei die Überlasten rein zugschwellend eingestreut wurden, siehe Kap. 4.2.4.



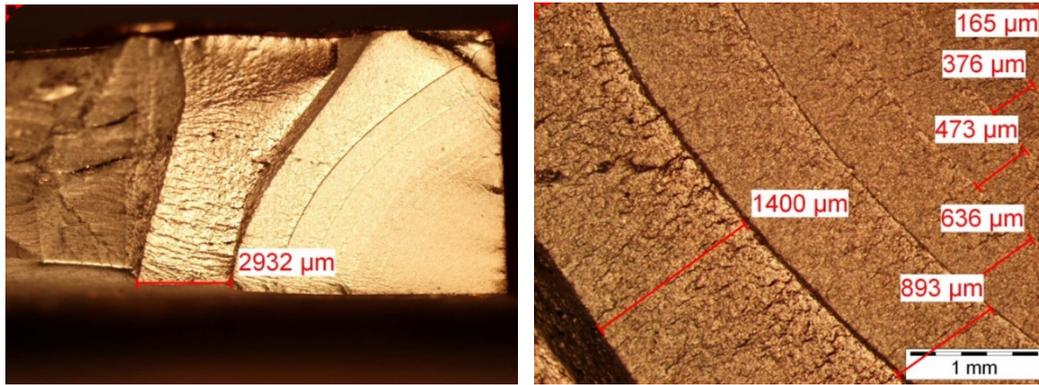


Abb. 67: Bruchfläche der Probe ÜV-25

Es ist zu erkennen, dass mit zunehmendem Abstand von der Flanke, also mit der Verringerung des Nettoquerschnitts der Probe, die Breite der Terrassen steigt. Erst mit fortschreitenden Überlasten konnte ein schwingungsinduziertes Risswachstum eingeleitet werden. Dieses Phänomen wurde bei allen mit den Prüfprogrammen 4 und 5 geprüften Proben, unabhängig von dem Kantenbearbeitungszustand beobachtet.

Als letztes wird in der Abb. 68 die Bruchfläche der Probe ÜV-27 gezeigt. Die Schnittkanten wurden nachbearbeitet und mit einer Fase von $2 \times 45^\circ$ versehen.

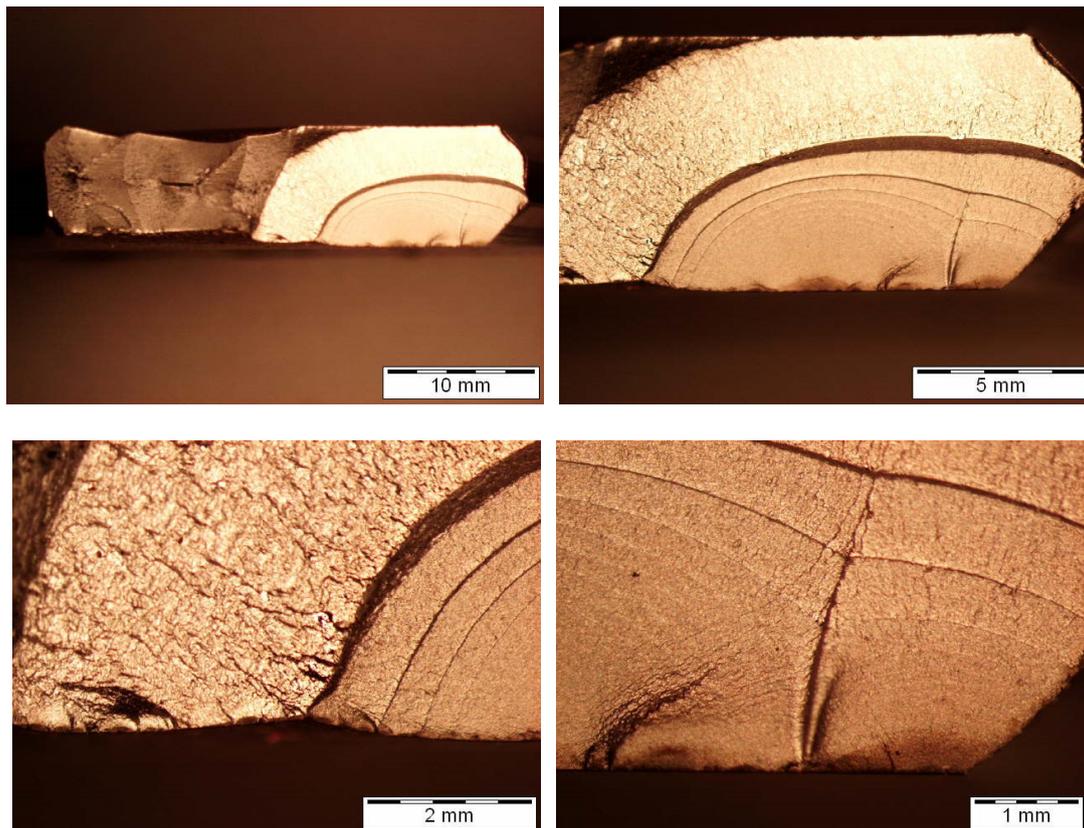


Abb. 68: Charakteristische terrassenförmige Bruchfläche der Probe ÜV-27.

Auch bei dieser Probe können die charakteristischen terrassenförmigen Linien sowie der Rissinitiationsbereich auf der Walzhautoberfläche gut erkannt werden.

4.2.7. Diskussion der Überlastversuche

Abb. 69 zeigt die Ergebnisse der Überlastversuche sowie die Streubänder der Überlebenswahrscheinlichkeiten $P_u=10\%$, $P_u=50\%$ und $P_u=90\%$ der Referenz-Wöhlerlinie für das Grundlastniveau von 271 N/mm^2 .

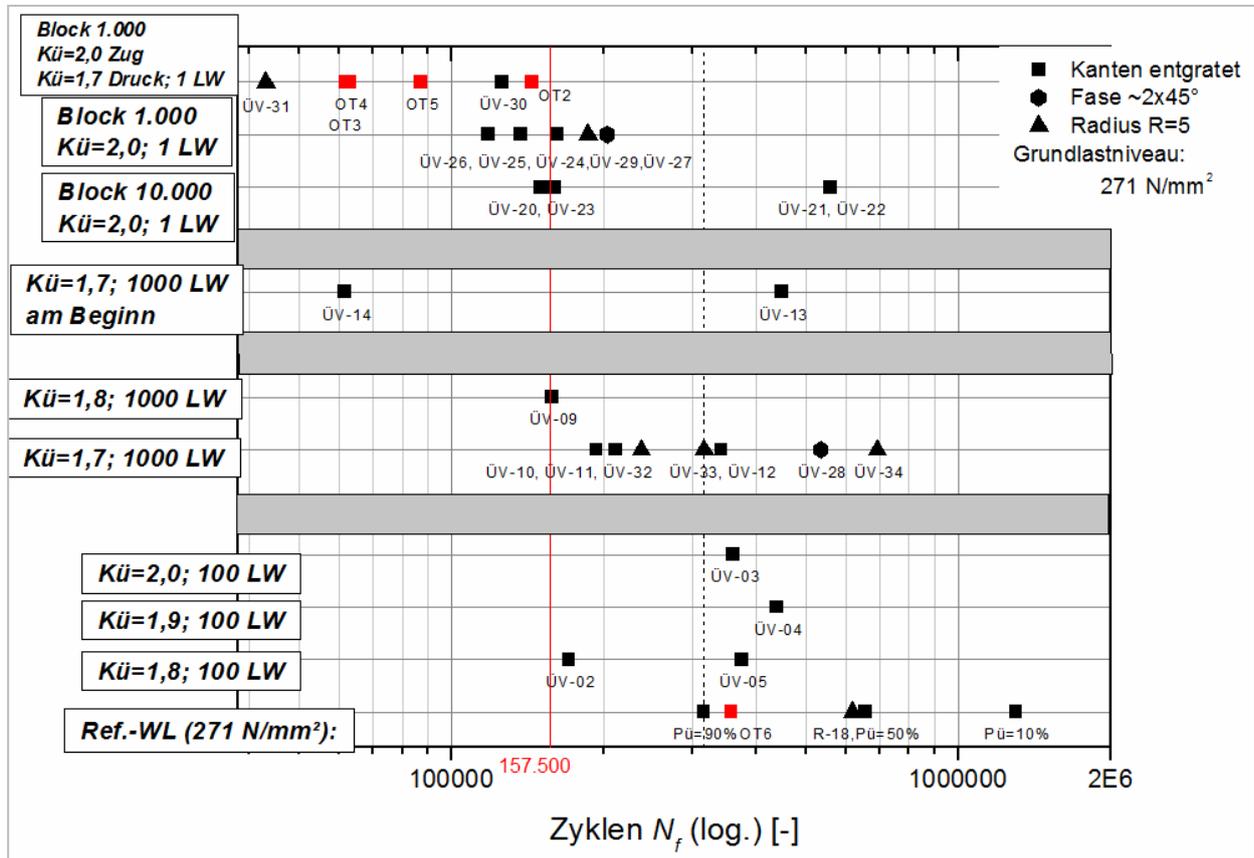


Abb. 69: Gegenüberstellung der Überlastergebnisse für das Grundniveau 271 N/mm^2

Abb. 70 zeigt nochmals die Zusammenfassung der Überlastversuchsergebnisse in grafischer Darstellung, bei der auf der Abszisse und der Ordinate die Schwingungsverhältnisse der einzelnen Stufen aufgetragen wurden.

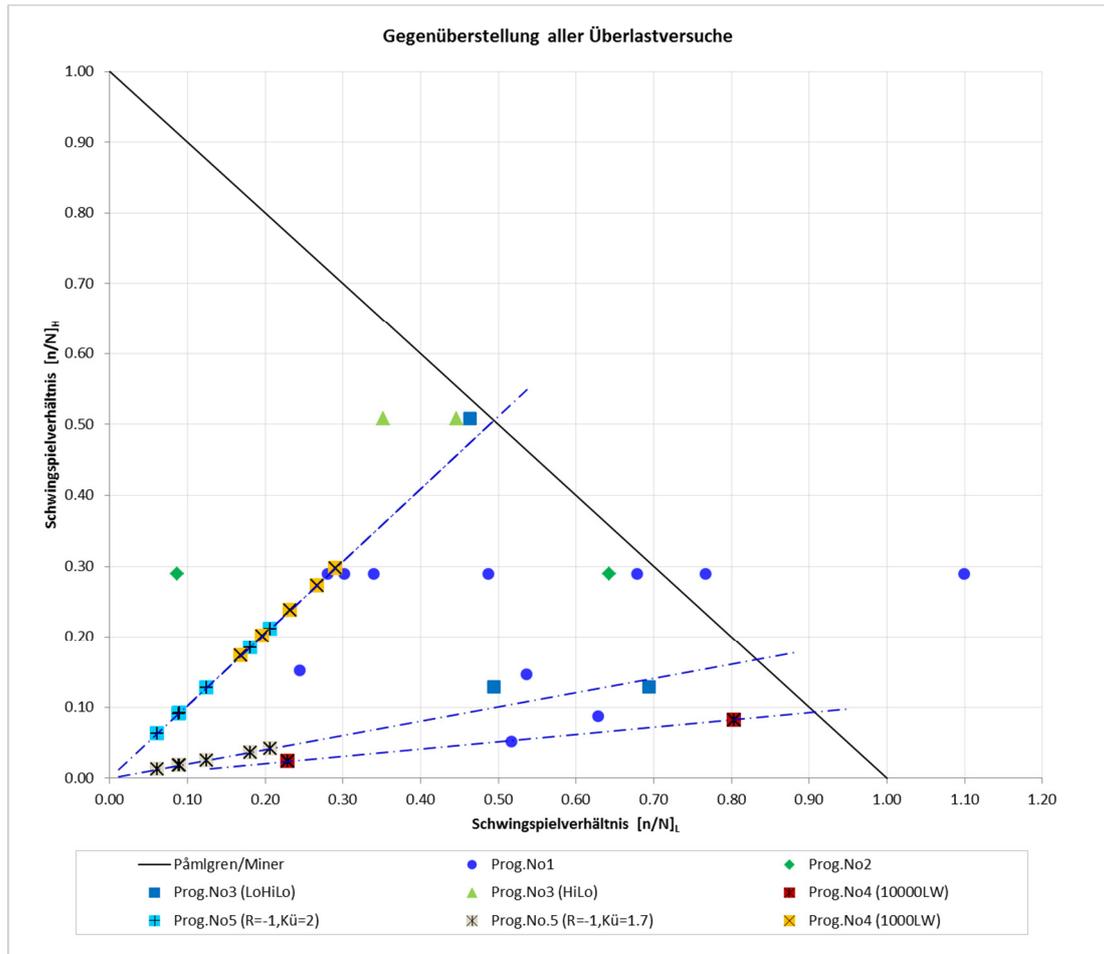


Abb. 70: Gegenüberstellung der Überlastversuche

- Allgemein ist zu erkennen, dass die Prüfprogramme Nr.4 und Nr.5 die größte Verringerung der Lebensdauer zur Folge haben. Bei diesen Versuchen wurden nach dem Grundlastblock mit 1000 Lastwechselzyklen einzelne Überlastamplituden schwellend bzw. wechselnd quasistatisch eingestreut.
- Mit den anderen Überlastprogrammen wurden Ergebnisse erzielt, die überwiegend im Streubereich (P_ü=90%) der Referenz- Wöhlerlinie liegen. Es ist bei diesen Versuchen kein eindeutiger Einfluss der Überlasten auf die Lebensdauer zu erkennen.
- Die meisten Schadenspunkte liegen unterhalb der Palmgren-Miner-Schadenslinie, siehe [Abb. 70](#). Diese Linie stellt eine Überlebenswahrscheinlichkeit von P_ü=50% mit einer Gesamtschädigung von D=1 dar. Das bedeutet, dass bei den Überlastversuchen die Schädigungsrechnung nach der linearen Schadensakkumulationshypothese zu optimistische Lebensdauerwerte liefert und bei einer rechnerischen Bauteilauslegung hätten die Bauteile versagt.
- Die mit den Prüfprogrammen 4 und 5 erzeugten Bruchflächen zeigen eine Rissinitierung durch die quasistatischen Überlastspitzen. Der Rissfortschritt erfolgte am Anfang durch die einzelnen quasistatisch eingestreuten Überlastamplituden. Erst mit fortschreitender Schwingspielzahl konnte ein schwingungsinduziertes Risswachstum eingeleitet werden.

- e. Ähnliche Rissausbreitung wie bei den Voruntersuchungen wurde bei den Überlastversuchen beobachtet. Die Rissinitiierung erfolgte bei den meisten Proben an den Walzhautoberflächen im Schnittkantenbereich. Lediglich bei den Proben mit den großen Kantenradien ($R=5\text{mm}$) erfolgte die Rissinitiierung wie erwartet im Flankenbereich.
- f. Die Modifikation der Kante durch eine Fase ($2 \times 45^\circ$) bzw. durch einen Radius ($R=5$) im Prüfbereich hat zwar eine Verbesserung des Lebensdauerverhaltens gezeigt, die Rissausbreitung konnte jedoch damit nicht beeinflusst werden.

5. Vorschlag für eine Methodik zur rechnerischen Abschätzung der Lebensdauer

Im [Kap.3.7.2](#) wurden einige gängige nichtlineare Methoden für die rechnerische Abschätzung der Lebensdauer vorgestellt. Die praktische Anwendbarkeit dieser Methoden ist im Ingenieuralltag oft besonders schwierig, denn die Durchführung einer Lebensdauerabschätzung setzt zusätzlich zur Wöhlerlinie, die Kenntnis über spezielle Materialparameter bzw. materialspezifische Ermüdungsfunktionen voraus.

Solche Daten können im Rahmen von kosten- und zeitintensiven Voruntersuchungen ermittelt werden. Aus diesen Gründen wird die lineare Schadensakkumulationshypothese nach wie vor für eine Lebensdauerabschätzung bevorzugt angewendet. Sie ist einfach in der Anwendung und es wird für die Durchführung der Lebensdauerabschätzung lediglich eine geeignete Wöhlerlinie benötigt.

Somit soll eine verbesserte Berechnungsmethodik für die Lebensdauerabschätzung unter Betriebsbeanspruchung folgende Anforderungen erfüllen:

- a) Schnelle und unkomplizierte Anwendbarkeit in der alltäglichen Ingenieurpraxis,
- b) Gute Übereinstimmung und vertretbare Diskrepanzen im Vergleich zu Messungen,
- c) Möglichkeit zur Berücksichtigung von Überlasten und Reihenfolgeeffekten,
- d) Minimierung der Materialparameter,
- e) Allgemeingültigkeit zumindest bei den metallischen Werkstoffen.

Im Weiteren wird eine verbesserte Methodik für die Abschätzung der Lebensdauer unter Verwendung einer Werkstoff- oder Bauteil- Wöhlerlinie vorgestellt. Es werden für die Durchführung der rechnerischen Lebensdauerabschätzung keine zusätzlichen Materialparameter benötigt. Um die Methodik zu veranschaulichen, wird zunächst ein detaillierter Berechnungsablauf anhand eines vierstufigen Blockprogramms exemplarisch durchgeführt.

Abschließend werden für die Validierung der Methodik eigene und von anderen Autoren veröffentlichte Versuchsergebnisse mit rechnerisch ermittelten Lebensdauerergebnissen nach verschiedenen Hypothesen sowie nach der vorgeschlagenen Methodik verglichen.

Der Berechnungsablauf kann mit Hilfe einer beliebigen Software zur Lösung von mathematischen Problemen automatisiert werden.

5.1. Problemstellung der betriebsfesten Auslegung

Gegeben sind die Wöhlerlinienparameter für einen metallischen Werkstoff und ein vierstufiges Blockprogramm, wobei die Höhe der Spannungsamplituden in der ersten und der letzten Stufe identisch ist. Die maximal ertragbaren Schwingspiele (N_1, N_2, N_3, N_4) können aus der Wöhlerliniengleichung für jede einzelne Spannungsamplitude ($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3, \sigma_4$) berechnet werden. Die Anzahl der eingestreuten Schwingspiele in den ersten drei Lastblöcken (n_1, n_2, n_3) ist ebenfalls bekannt. Gesucht wird die rechnerische Lebensdauer bei dem vorgegebenen Blockprogramm.

Im vorliegenden Beispiel wird angenommen, dass die Probe in der vierten Stufe und nicht vorher versagt.

Es wird nach der Aufbringung eines jeden Lastblockes rechnerisch geprüft, ob die Probe doch nicht früher versagt als erwartet. Würde die Probe früher versagen als erwartet, so ist die entsprechende Schwingspielzahl auf Basis der maximal ertragbaren Schädigung zu berechnen.

Abb. 71 zeigt die schematische Darstellung des Blockprogrammes.

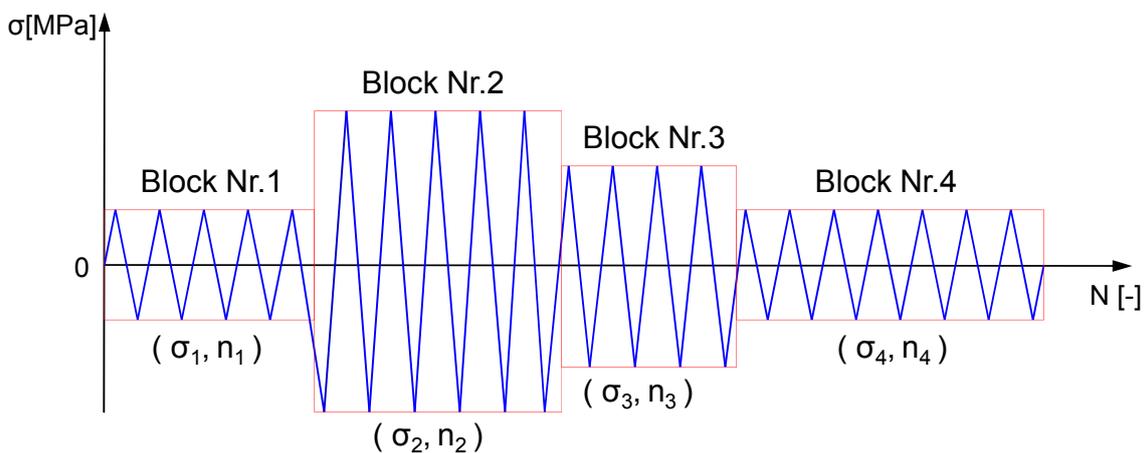


Abb. 71: Blockprogrammversuch bestehend aus vier Stufen.

5.2. Lösung

Abb. 72 zeigt die Wöhlerlinie des Werkstoffes im linearen Netz, die Spannungsamplituden in den einzelnen Stufen sowie die maximal möglich ertragbaren Schwingspielzahlen für jede Spannungsamplitude. Man kann erkennen, dass die Höhe der Spannungsamplituden in der ersten und vierten Stufe gleich ist. Die Fläche des Dreiecks $0n_1A_{11}$ stellt die dissipierte Energie im ersten Block dar.

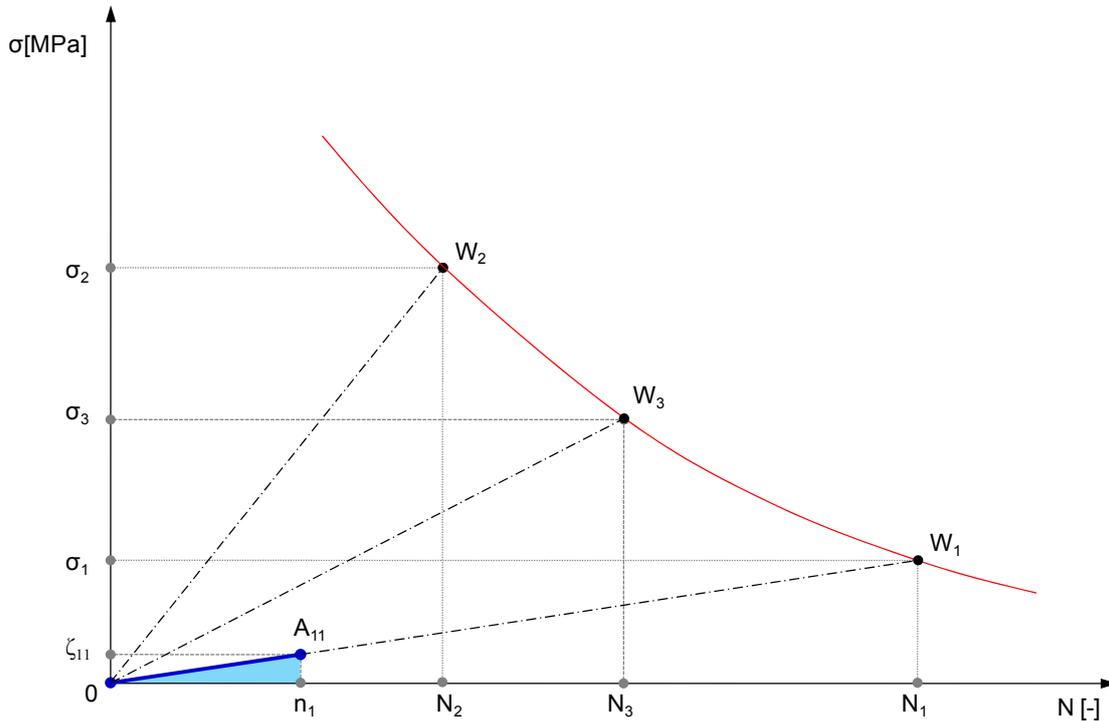


Abb. 72: Darstellung des ersten Blocks

$0W_1$ stellt die *Schädigungsfortschrittskurve* dar. Es wurde für die Lösung des Problems ein linearer Schadensfortschritt über die Schwingungszahl definiert. Die physikalische Bedeutung der Schädigungsfortschrittskurve wird im Weiteren erläutert.

Wie bereits in [Kap.3.7.3](#) erwähnt wurde, kann eine Restlebensdauerabschätzung auch auf der Grundlage der zyklischen Spannungsintensitätsfaktoren durchgeführt werden.

Die Durchführung einer Berechnung nach dem Rissfortschrittskonzept bedarf im Wesentlichen folgender Daten:

- a. Beanspruchungs-Zeit-Funktion
- b. Zyklische Spannungsintensitätsfaktor
- c. Bruchmechanische Werkstoffparameter
- d. Rissfortschrittsgleichung
- e. Anfangsrissgröße

Der zyklische Spannungsintensitätsfaktor [Glg. \(3.12\)](#) hängt im Wesentlichen von der Beanspruchung, der Rissgröße und der Geometrie des Körpers ab.

Bei den Werkstoffdaten handelt es sich um die Rissfortschrittsgleichungen da/dN in Abhängigkeit vom zyklischen Spannungsintensitätsfaktor, siehe [Abb. 13](#).

Die bekannteste Rissfortschrittsgleichung wurde von Paris-Erdogan vorgeschlagen, [Glg. \(3.13\)](#). Diese Gleichung hat jedoch den Nachteil in der Rissfortschrittsberechnung keine Mittelspannungen berücksichtigen zu können.

Aus diesem Grund wurden diverse Rissfortschrittsgleichungen vorgeschlagen, welche nicht nur den Einfluss der Mittelspannung sondern auch die Anfang- und Endbereiche der Rissfortschrittsgleichungen sowie die Risschließeffekte durch Einführung diverser Materialparameter berücksichtigen können (z.B. NASGRO – Gleichung).

Sind all diese Datenvorhanden, so kann die Rissfortschrittsgleichung durch numerische Integration gelöst und die gesuchte Schwingspielzahl für einstufige Beanspruchungen ermittelt werden.

Abb. 73 zeigt die Rissfortschrittskurven für einen Innenriss in einer breiten Scheibe. Die Kurven wurden für drei unterschiedliche Spannungsamplituden 100MPa, 150MPa und 200MPa rechnerisch ermittelt.

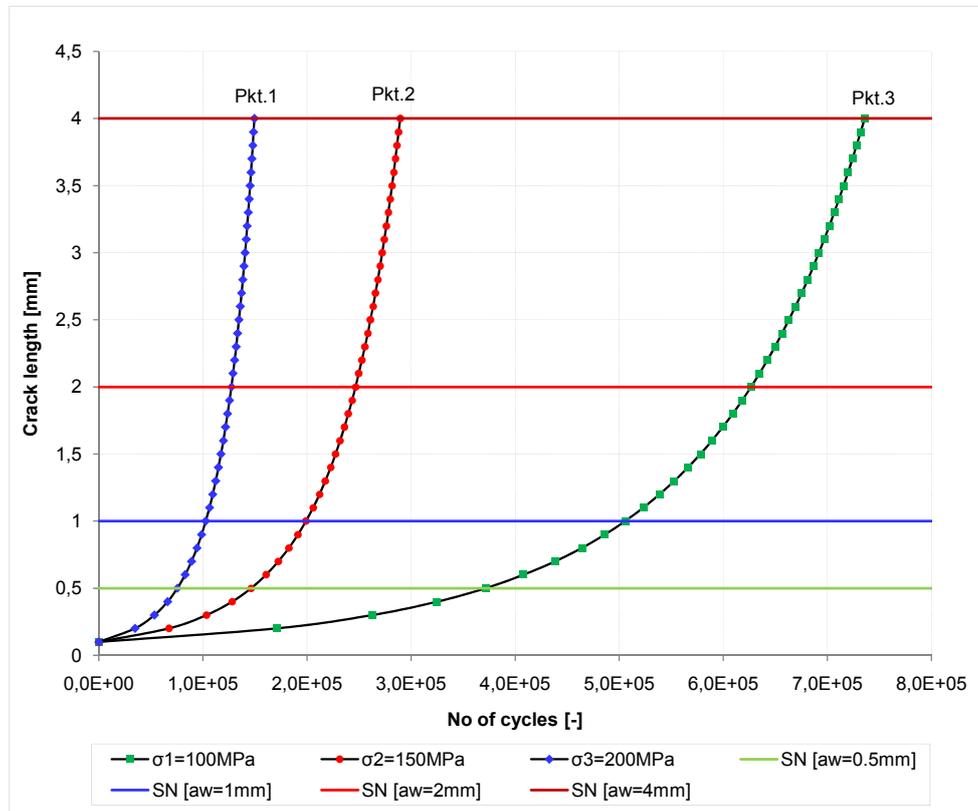


Abb. 73: Berechnete Rissfortschrittskurven bei unterschiedlichen Spannungsamplituden.

Es ist allgemeinbekannt, dass der geometrische Ort aller Punkte *Pkt.1*, *Pkt.2*, *Pkt.3*...*Pkt.i* (siehe Abb. 73), welche in a/N – Koordinatensystem Risse gleicher Längendarstellen, stellen in S/N Koordinatensystem eine Wöhlerlinie dar. Für jede Risslänge kann also praktisch eine Wöhlerlinie erstellt werden.

In Abb. 74 wurden rechnerisch fünf Wöhlerlinien für unterschiedliche Risslängen $a_w=0,2; 0,5; 1; 2; 4$ mm ermittelt.

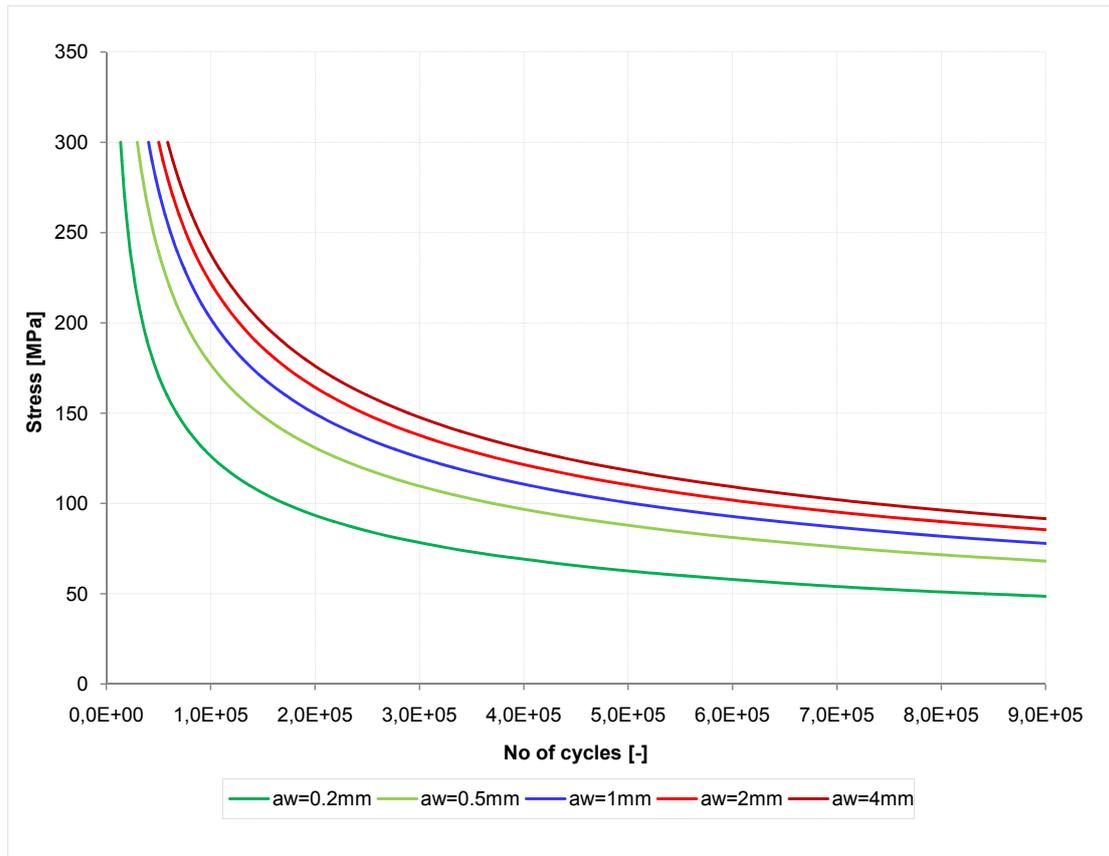


Abb. 74: Grafische Darstellung gleicher Risslängen im S/N Koordinatensystem.

In der vorgestellten Methodik wurden für die Berechnung der Lebensdauer zusätzlich zur Wöhlerlinie sogenannte *Schädigungsfortschrittskurven* (siehe [Kap.5.2](#)) definiert. Diese Kurven stellen letzten endlich den Rissfortschritt im S/N - Koordinatensystem dar. Die Kurven verlaufen in Wahrheit nicht linear sobald die Risse eine bestimmte technisch relevante Größe überschreiten.

Für die Methodik wurden jedoch lineare Schadenszuwachsfunktionen verwendet aus mehreren Überlegungen. Die Berechnung soll möglichst einfach bleiben, indem sie keine aufwändigen und messtechnisch schwierig erfassbaren Materialparameter beinhaltet. Ist ein Bauteil „rissfrei“, wovon in der Betriebsfestigkeit üblicherweise ausgegangen wird, so verlaufen die Rissfortschrittskurven in der Risseinleitungsphase bis zum Erreichen eines technisch relevanten Anrisses näherungsweise linear. Erst ab einer gewissen Rissgröße werden sie aufgrund von Plastifizierungen an der Rissspitze, Ver- und Entfestigungen, Risschließeffekte usw. allmählich nichtlinear.

Die korrekte Wahl einer Anfangsrisslänge ist in der Berechnung der Restlebensdauer nach dem Rissfortschrittskonzept entscheidend. Experimentelle Untersuchungen haben gezeigt, dass eine Anfangsrissgröße von $a_0=1\text{mm}$ gegenüber einer von $a_0=10\text{mm}$ zu einer 10 fachen Lebensdauersteigerung führt. Ein Großteil der Lebensdauer wird also in der Risseinleitungsphase verbraucht. Die Gültigkeit der Paris - Erdogan Gleichung bei solchen kleinen Rissen ist empirisch nicht nachweisbar. Die physikalische Bedeutung des Spannungsintensitätsfaktors ist bei kleinen Rissen in der Risseinleitungsphase begrenzt [60].

Die Einführung von nichtlinearen Schadensfortschrittskurven wäre für die Verbesserung der Treffsicherheit der Methodik letzten endlich möglich. Diese würde jedoch aufgrund von neuen Materialparametern in der täglichen Ingenieurpraxis an Akzeptanz verlieren und eingesetztes wichtiges Ziel in dieser Arbeit nämlich die Einfachheit, verfehlen.

Abb. 75 zeigt die Schadensfortschrittslinien für drei unterschiedliche Spannungshorizonte und stellt gleichzeitig den Zusammenhang zwischen Spannungsamplitude, ertragbare Schwingspielzahl und Risslänge dar. Diese Darstellung wird im Weiteren $\sigma/a/N$ (Spannung-Risslänge-Schwingspielzahl) Diagramm genannt.

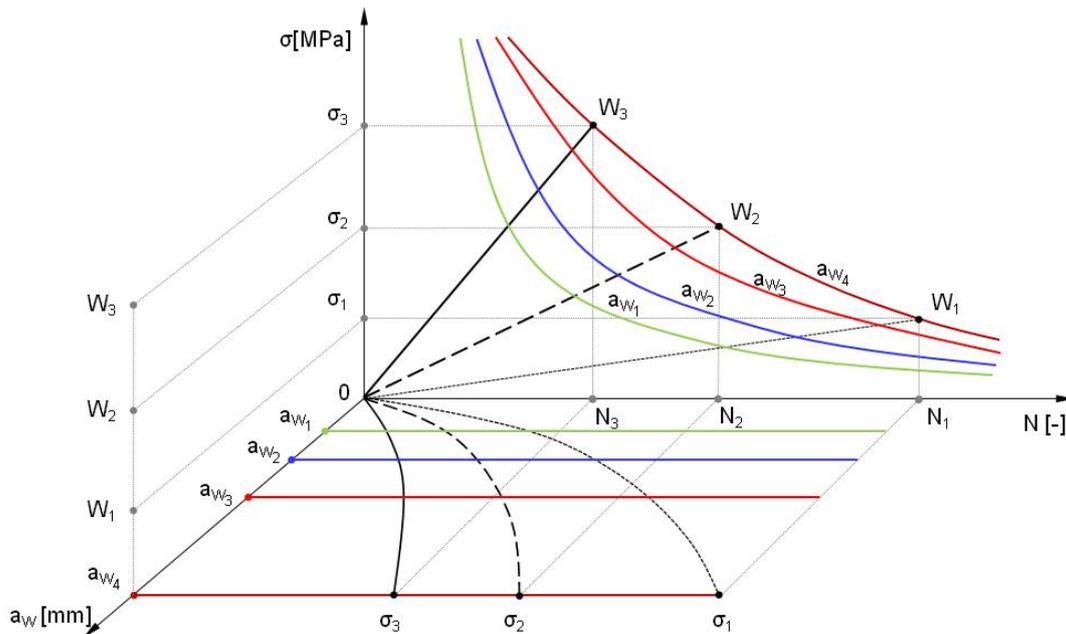


Abb. 75: Schadensfortschrittskurven für drei unterschiedliche Spannungsamplituden in $\sigma/a/N$ – Diagramm.

Die Vereinfachung der Schadensfortschrittskurven führt dazu, dass eine rechnerische Lebensdauerabschätzung auch bei mehrstufigen Blockprogrammversuchen relativ unkompliziert durchgeführt werden kann. Es wird dazu lediglich eine Bauteil- oder eine Werkstoff-Wöhlerlinie und keine zusätzlichen bruchmechanischen Kenngrößen wie Anfangsrisslänge, Geometriefaktoren, Materialparameter und Rissfortschrittsgleichungen benötigt.

Es wird an dieser Stelle noch einmal betont, dass diese Betrachtungsweise lediglich aus betriebsfestigkeitstechnischer Sicht gültig ist. Das heißt, dass die während der Belastungsgeschichte entstandenen Risse klein (1-2mm) sind. Werden größere Risse zugelassen, so verlieren die linearen Schadensfortschrittskurven ihre Gültigkeit und die Restlebensdauer bzw. die Rissgrößen müssen durch Definition geeigneter Schadensfortschrittskurven (nichtlinear) oder bruchmechanisch bestimmt werden.

Aus der Wöhlerlinie ergibt sich für σ_1 die maximal ertragbare Schwingspielzahl N_1 bis zum Schadenseintritt (Punkt W_1 auf der Wöhlerlinie). Liegt keine Vorschädigung vor, so nimmt die Schädigung bei der vorgegebenen Spannungsamplitude σ_1 ausgehend von 0 bis W_1 zu. Die Steigung von $0W_1$ kann einfach berechnet werden.

$$\sigma_1 = w_1 \cdot N_1 \rightarrow w_1 = \frac{\sigma_1}{N_1} = \frac{\zeta_{11}}{n_1} \quad \text{Glg. (5.1)}$$

wobei

w_1 - die Steigung von $0W_1$

n_1 - Schwingenspielzahl im ersten Block

ζ_{11} - n_1 entsprechende Spannungsamplitude

Es wird zunächst geprüft ob bereits vor der geforderten Schwingenspielzahl n_1 einen Schaden vorliegt.

- ist $n_1 > N_1$ so liegt bereits nach N_1 Schwingenspielen einen Schaden vor. Die Spannungsamplitude σ_1 könnte in diesem Fall lediglich mit einer maximalen Schwingenspielzahl von N_1 aufgebracht werden.
- ist $n_1 < N_1$ so gibt es nach n_1 Schwingenspielen noch keinen Schaden und die Lebensdauerabschätzung kann fortgesetzt werden.

Die markierte Fläche $S_1 = n_1 A_{110}$ kann folgendermaßen berechnet werden:

$$S_1 = \int_0^{n_1} x \cdot w_1 dx \quad \text{Glg. (5.2)}$$

Aus der [Glg. \(5.1\)](#) folgt ζ_{11} .

$$\begin{aligned} \zeta_{11} &= w_1 \cdot n_1 \\ \zeta_{11} &= \zeta'_{21} \end{aligned} \quad \text{Glg. (5.3)}$$

ζ'_{21} - siehe Stufe Nr.2, [Abb. 76](#).

Aus der [Tab. 12](#) können die Spannungen und Schwingenspiele am Ende der ersten Laststufe entnommen werden.

Block Nr.1			
Spannung	σ_1	ζ_{11}	ζ'_{21}
Schwingenspielzahl	N_1	n_1	n_1

Tab. 12: Laststufe Nr.1: Spannungen und Schwingenspielzahl

Die Spannungsamplituden in der zweiten Stufe sind größer als jene von der ersten Stufe ($\sigma_2 > \sigma_1$). Die zweite Stufe wird grafisch folgendermaßen dargestellt:

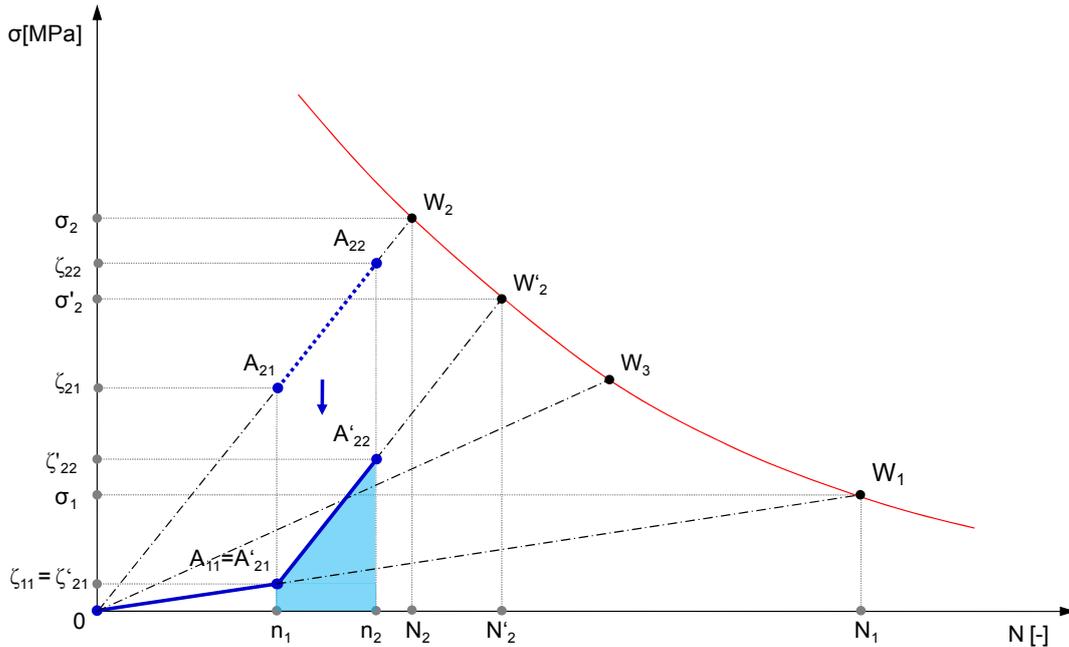


Abb. 76: Darstellung der zweiten Stufe, wenn $w_2 > a_2$

Aus der Wöhlerlinie kann für σ_2 die maximal ertragbare Schwingungsdauer N_2 ermittelt werden. Punkt W_2 stellt den Schadenspunkt auf der Wöhlerlinie dar.

Der Schädigungsfortschritt wird ähnlich der Laststufe Nr.1 durch $0W_2$ dargestellt. Die Steigung von $0W_2$ kann folgendermaßen berechnet werden:

$$\sigma_2 = w_2 \cdot N_2 \rightarrow w_2 = \frac{\sigma_2}{N_2} \quad \text{Glg. (5.4)}$$

wobei

w_2 - Steigung von $0W_2$

N_2 - maximal ertragbare Schwingungsdauer für σ_2

Es werden im Weiteren die Steigung von $0W_2$ (w_2) und $0A'_{21}(a_2)$ verglichen. Die Steigung von $0W_2$ ist durch die [Glg. \(5.4\)](#) gegeben. Die Steigungen von $0A'_{21}$ und von $0W_1$ sind identisch und wegen der [Glg. \(5.1\)](#) ergibt sich für a_2 :

$$a_2 = w_1 = \frac{\sigma_1}{N_1} = \frac{\zeta_{11}}{n_1} \quad \text{Glg. (5.5)}$$

- ist $w_2 > a_2$, so wird die Strecke $A_{21}A_{22}$ parallel zum $0W_2$ um einen Betrag $b_2 = A_{21}A'_{21}$ entlang der Ordinate in die negative Richtung verschoben, siehe [Abb. 76](#). Es wird der Parameter p_2 eingeführt. p_2 steuert die Parallelverschiebung der Schädigungsfortschrittskurve in die positive oder negative Richtung. In diesem Fall $p_2 = -1$.
- ist $w_2 < a_2$, so wird die Strecke $A_{21}A_{22}$ parallel zum $0W_2$ um den Betrag $b_2 = A_{21}A'_{21}$ in die positive Ordinate-Richtung verschoben, siehe [Abb. 77](#). Der Parameter p_2 ist in diesem Fall $p_2 = 1$.

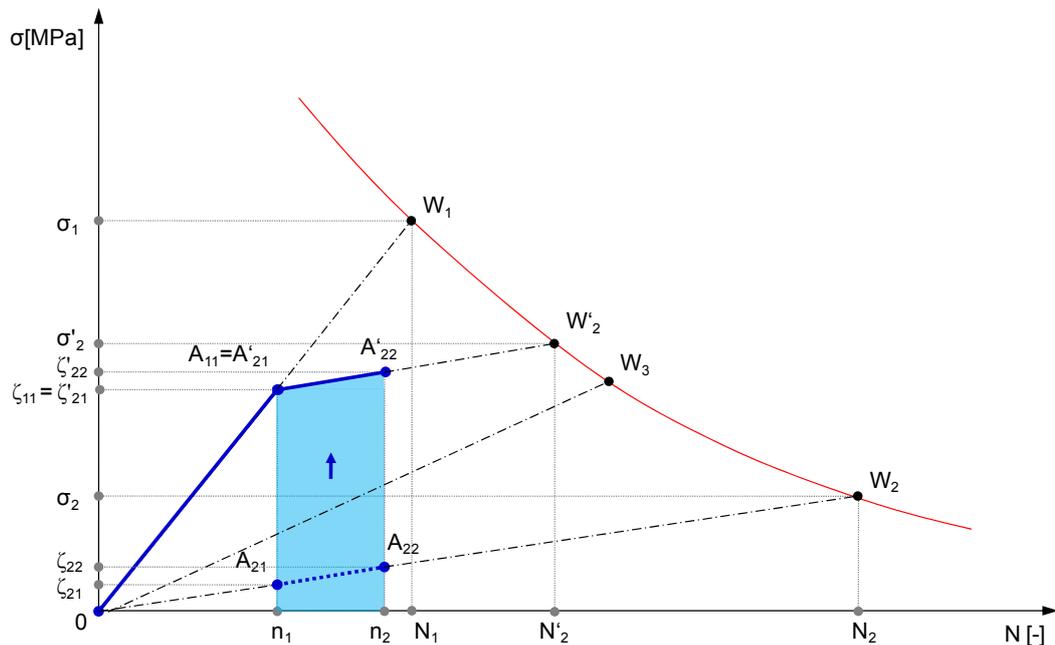


Abb. 77: Darstellung der zweiten Stufe, wenn $w_2 < a_2$

Im vorliegenden Beispiel ist $w_2 > a_2$ das heißt also $p_2 = -1$.

Der absolute Wert der Verschiebung $b_2 = A_{21}A'_{21}$ kann folgendermaßen berechnet werden:

$$b_2 = |\zeta_{21} - \zeta'_{21}| \quad \text{Glg. (5.6)}$$

wobei $\zeta'_{21} = \zeta_{11}$ und

$$\zeta_{21} = w_2 \cdot n_1 \quad \text{Glg. (5.7)}$$

Es muss nun geprüft werden, ob bereits vor dem Erreichen der geforderten Schwingspielzahl von n_2 ein Schaden vorliegt. Liegt bereits vor der geforderten Schwingspielzahl n_2 ein Schaden vor, so kann die zweite Laststufe in der Lebensdauerabschätzung lediglich mit einer reduzierten Schwingspielzahl von N'_2 berücksichtigt werden. N'_2 kann berechnet werden indem die Wöhlerliniengleichung und die verschobene Schadensliniengleichung gleich gesetzt werden.

Zur formelmäßigen Darstellung von einstufigen Schwingfestigkeitsversuchen wurden in vergangenen Jahrzehnten verschiedene Gleichungen (*Wöhler, Basquin, Stromeyer, Palmgren, Weibull, Stüssi* usw.) vorgeschlagen. Für die vorliegende Methodik kann grundsätzlich jede beliebige "Wöhlerliniengleichung" verwendet werden. In diesem Beispiel wurde die Wöhlerliniengleichung nach Basquin [24] herangezogen.

$$\lg N = \lg k - m \cdot \lg \sigma$$

$$\lg \sigma = \frac{1}{m} \cdot \lg k - \frac{1}{m} \cdot \lg N = \lg \left(\frac{k}{N} \right)^{\frac{1}{m}} \quad \text{Glg. (5.8)}$$

$$\sigma = \left(\frac{k}{N} \right)^{\frac{1}{m}}$$

Die Gleichstellung der [Glg. \(5.8\)](#) mit der Gleichung von $A'_{21}W'_2$ ergibt:

$$\left(\frac{k}{N'_2} \right)^{\frac{1}{m}} = w_2 \cdot N'_2 + p_2 \cdot b_2 \Rightarrow N'_2 \quad \text{Glg. (5.9)}$$

Die Lösung der [Glg. \(5.9\)](#) führt zur gesuchten Schwingspielzahl N'_2 . Die Lösung kann in Abhängigkeit der gewählten Wöhlerliniengleichung entweder analytisch oder numerisch erfolgen. Wie bereits erwähnt wurde, werden die Schwingspielzahlen n_2 und N'_2 miteinander verglichen:

- ist $s \cdot n_2 > N'_2$ so liegt bereits nach N'_2 Schwingspielen ein Schaden vor. Die Spannungsamplitude in der zweiten Stufe kann also lediglich mit einer maximalen Schwingspielzahl von N'_2 aufgebracht werden.
- ist $s \cdot n_2 < N'_2$ so ergibt sich rechnerisch nach n_2 Schwingspielen noch keinen Schaden und die Abschätzung der Lebensdauer kann fortgesetzt werden.

Um bei der Berechnung der maximal ertragbaren Schwingspielzahl, die Streuung der Versuchsergebnisse berücksichtigen zu können, wurde zusätzlich der Sicherheitsbeiwert s eingeführt. Ist das Verhältnis N'_2/n_2 groß, so spielt der Sicherheitsbeiwert s in der Lebensdauerabschätzung kaum eine Rolle.

Ist die geforderte Schwingspielzahl n_2 nahezu so groß wie die errechnete Schwingspielzahl N'_2 so ergibt sich zwar rechnerisch noch kein Schaden, trotzdem wird N'_2 als Schadenspunkt betrachtet. Bei der Wahl der Sicherheitsbeiwert sollen folgende zwei Aspekte berücksichtigt werden:

- wie groß die Streuung in den einzelnen Spannungshorizonten der Wöhlerlinie ist,
- ist das zu berechnende Bauteil/System sicherheitsrelevant oder nicht.

Um die Unterschiede im Ergebnis aufgrund dieses Sicherheitsbeiwerts besser zu erkennen, wurden bei der Validierung der Methodik alle Versuchsergebnisse mit zwei unterschiedlichen Sicherheitsbeiwerten $s=1$ und $s=1,1$ durchgerechnet und dokumentiert.

Die große Streuung der Überlastversuchsergebnisse konnte mit dem Sicherheitsbeiwert von $s=1,1$ ausreichen abgesichert werden.

Haben die zwei Sicherheitsbeiwerte zu den gleichen Lebensdauerergebnissen geführt, so wurde lediglich ein Ergebnis ohne explizite Angabe der Sicherheitsbeiwert s dokumentiert.

Wurden jedoch durch die zwei Sicherheitsbeiwerten unterschiedliche Schwingspielzahlen errechnet, so sind beide Ergebnisse mit der Angabe der Sicherheitsbeiwerte dokumentiert.

Abb. 78 veranschaulicht die Bedeutung des Sicherheitsbeiwerts s .

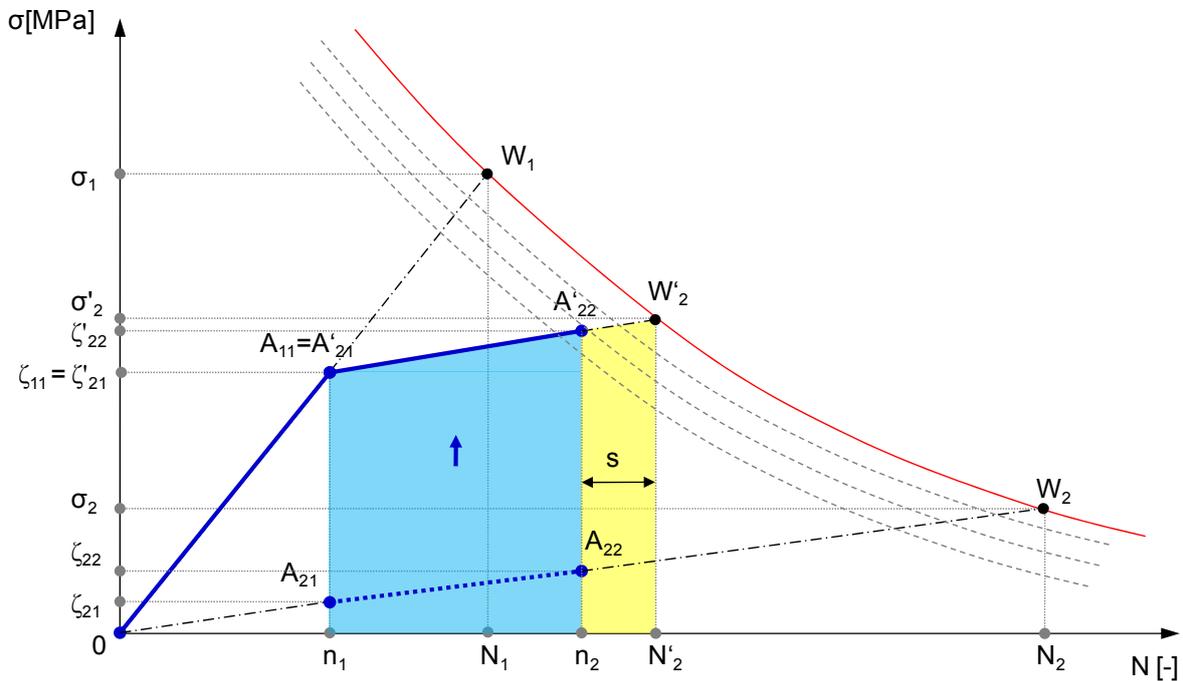


Abb. 78: Darstellung des Sicherheitsbeiwerts s . Ist $n_2 \sim N'_2$ so wird N'_2 als Schadeneintrittspunkt betrachtet.

Die markierte Fläche in Abb. 76 oder Abb. 77 $S_2 = n_1 n_2 A'_{22} A'_{21}$ kann folgendermaßen berechnet werden:

$$F_2 = \int_{n_1}^{n_2} x \cdot w_2 dx \quad \text{Glg. (5.10)}$$

$$F_{21} = \zeta_{21} \cdot (n_2 - n_1) \quad \text{Glg. (5.11)}$$

$$F_{22} = \zeta'_{21} \cdot (n_2 - n_1) \quad \text{Glg. (5.12)}$$

$$S_2 = F_2 + p_2 \cdot |F_{21} - F_{22}| \quad \text{Glg. (5.13)}$$

Abschließend wird ζ'_{22} berechnet.

$$\zeta_{22} = w_2 \cdot n_2 \quad \text{Glg. (5.14)}$$

$$\zeta'_{22} = \zeta_{22} + p_2 \cdot b_2 \quad \text{Glg. (5.15)}$$

$$\zeta'_{32} = \zeta'_{22} \quad \text{Glg. (5.16)}$$

ζ'_{32} - siehe Stufe Nr.3, Abb. 79.

In der Tab. 13 sind die relevanten Größen zum zweiten Lastblock zusammengefasst.

Block Nr.2				
Spannung	σ_2	σ'_2	ζ_{22}	ζ'_{22}
Schwingspielzahl	N_2	N'_2	n_2	n_2

Tab. 13: Stufe Nr.2: Spannungen und Schwingspielzahlen

Abb. 79 zeigt die dritte Laststufe, wobei $\sigma_3 < \sigma_2$.

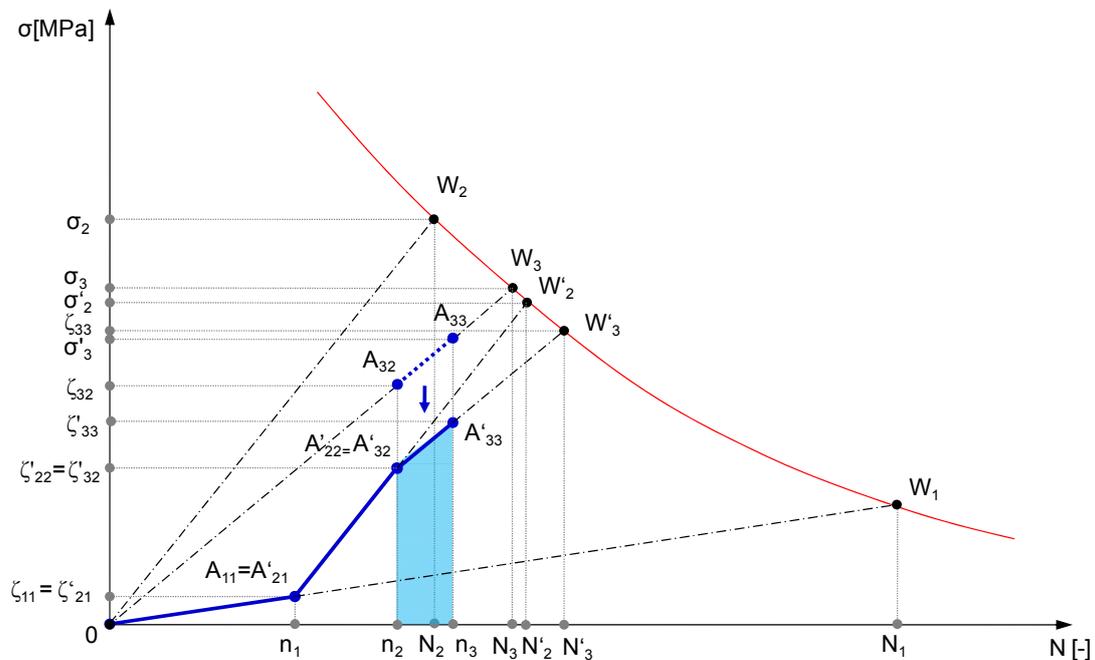


Abb. 79: Darstellung der dritten Stufe, wenn $w_3 > a_3$

Aus der Wöhlerliniengleichung kann für σ_3 die maximal ertragbare Schwingspielzahl N_3 berechnet werden. Der Punkt W_3 wird als Schadenseintrittspunkt betrachtet. Der Fortschritt der Schädigung ist durch $0W_3$ dargestellt. Die Steigung von $0W_3$ wird zunächst berechnet.

$$\sigma_3 = w_3 \cdot N_3 \rightarrow w_3 = \frac{\sigma_3}{N_3} \quad \text{Glg. (5.17)}$$

wobei

w_3 - Steigung von $0W_3$

N_3 - maximal ertragbare Schwingspielzahl für σ_3 .

Es wird auch in diesem Fall nach dem Schema der ersten beiden Stufen vorgegangen. Die Steigungen von $0W_3$ (w_3) und $0A'_{32}$ (a_3) werden zunächst verglichen.

w_3 ist durch [Glg. \(5.17\)](#) definiert und a_3 wird berechnet.

$$a_3 = \frac{\zeta'_{22}}{n_2} \quad \text{Glg. (5.18)}$$

- ist $w_3 > a_3$, so wird die Strecke $A_{32}A_{33}$ um den Betrag $b_3 = A_{32}A'_{32}$ entlang der Ordinate in die negative Richtung verschoben, siehe Abb. 79. Wir führen den Parameter p_3 ein, wobei in diesen Fall $p_3 = -1$ ist.
- ist $w_3 < a_3$, so wird die Strecke $A_{32}A_{33}$ parallel zum $0W_3$ um den Betrag $b_3 = A_{32}A'_{32}$ in die positive Ordinate-Richtung verschoben, siehe Abb. 80. Der Parameter p_3 ist in diesem Fall $p_3 = 1$.

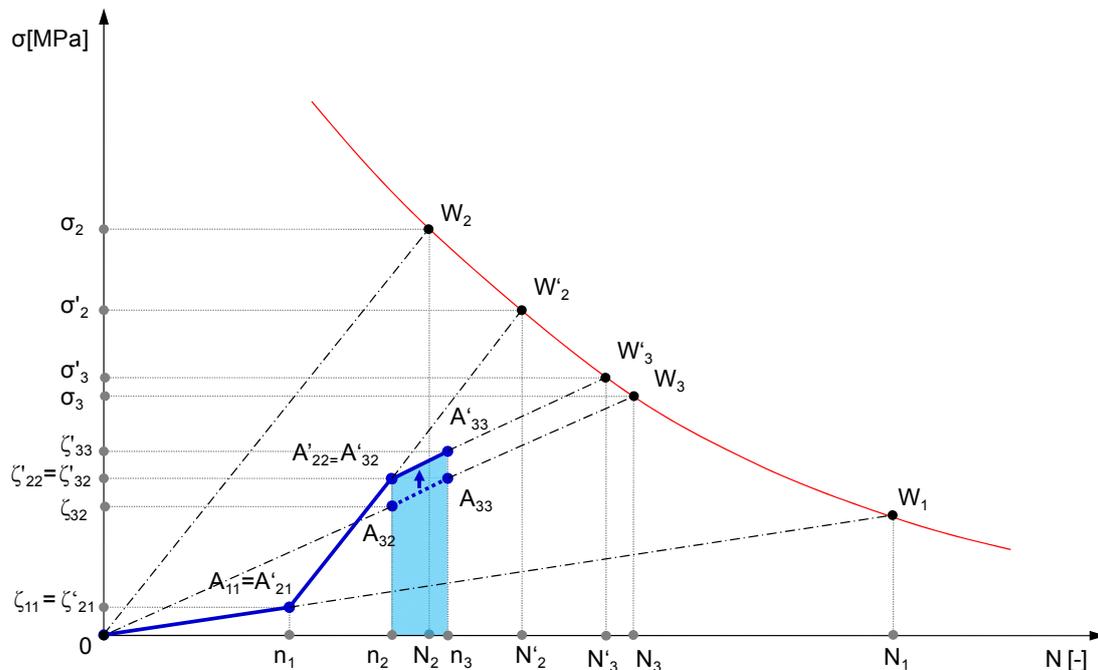


Abb. 80: Darstellung der dritten Stufe, wenn $w_3 < a_3$

Der absolute Wert der Verschiebung ist $b_3 = A_{32}A'_{32}$.

$$b_3 = |\zeta'_{32} - \zeta_{32}| \quad \text{Glg. (5.19)}$$

Es wird zunächst geprüft ob bereits vor der geforderten Schwingungszahl n_3 einen Schaden vorliegt. Ähnlich wie durch Glg. (5.9) kann die maximal ertragbare Schwingungszahl N'_3 berechnet werden.

$$\left(\frac{k}{N'_3} \right)^{\frac{1}{m}} = w_3 \cdot N'_3 + p_3 \cdot b_3 \Rightarrow N'_3 \quad \text{Glg. (5.20)}$$

- ist $s \cdot n_3 > N'_3$ so liegt bereits nach N'_3 Schwingungen ein Schaden vor. Die gewünschte Spannungsamplitude kann lediglich mit einer maximalen Schwingungszahl von N'_3 aufgebracht werden.

- ist $s \cdot n_3 < N'_3$ so ergibt sich rechnerisch nach n_3 Schwingspielen noch keinen Schaden und die Abschätzung der Lebensdauer kann fortgesetzt werden.

Die markierte Fläche (siehe [Abb. 79](#) und [Abb. 77](#)) $S_3 = n_3 n_2 A'_{33} A'_{32}$ kann folgendermaßen berechnet werden:

$$F_3 = \int_{n_2}^{n_3} x \cdot w_3 dx \quad \text{Glg. (5.21)}$$

$$F_{31} = \zeta_{32} \cdot (n_3 - n_2) \quad \text{Glg. (5.22)}$$

$$F_{32} = \zeta'_{32} \cdot (n_3 - n_2) \quad \text{Glg. (5.23)}$$

$$S_3 = F_3 + p_3 \cdot |F_{31} - F_{32}| \quad \text{Glg. (5.24)}$$

Als letztes wird ζ'_{33} berechnet.

$$\zeta_{33} = w_3 \cdot n_3$$

$$\zeta'_{33} = \zeta_{33} + p_3 \cdot b_3$$

$$\zeta'_{43} = \zeta'_{33}$$

ζ'_{43} - siehe Stufe Nr.4, [Abb. 81](#).

In der [Tab. 14](#) sind die relevanten Größen zur dritten Laststufe zusammengefasst.

Block Nr.3				
Spannung	σ_3	σ'_3	ζ_{33}	ζ'_{33}
Schwingspielzahl	N_3	N'_3	n_3	n_3

Tab. 14: Block Nr.3: Spannungen und Schwingspielzahlen

[Abb. 81](#) zeigt nun die vierte und gleichzeitig letzte Stufe aus dem Prüfprogramm. Bekannt sind die Spannungsamplituden σ_4 . Sie sind kleiner als jene in der dritten Stufe $\sigma_4 < \sigma_3$. Es wird die maximal ertragbare Schwingspielzahl n_4 bis zum Schadenseintritt gesucht.

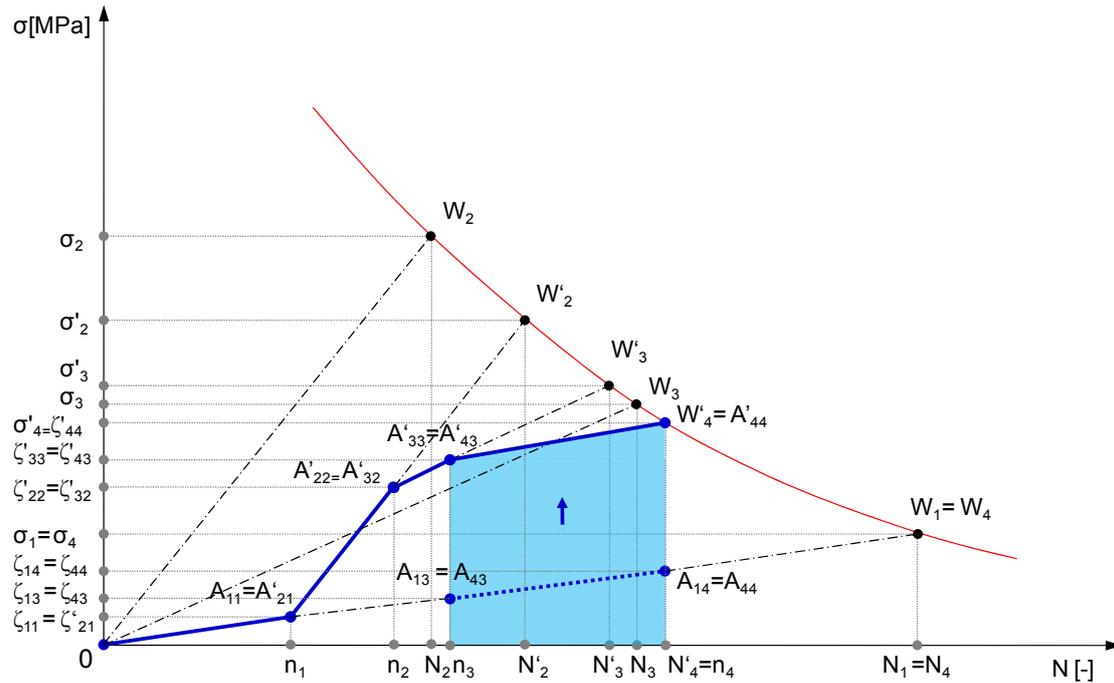


Abb. 81: Darstellung des vierten Blocks, wenn $w_4 < a_4$

Der Fortschritt der Schädigung ist durch $0W_4$ dargestellt. Die Steigung von $0W_4$ wird berechnet.

$$\sigma_4 = w_4 \cdot N_4 \rightarrow w_4 = \frac{\sigma_4}{N_4} \quad \text{Glg. (5.25)}$$

wobei

w_4 - Steigung von $0W_4$

N_4 - maximal ertragbare Schwingspielzahl für σ_4

Die Steigungen von $0W_4$ (w_4) und $0A'_{43}$ (a_4) werden miteinander verglichen.

$$a_4 = \frac{\xi'_{33}}{n_3} \quad \text{Glg. (5.26)}$$

- ist $w_4 < a_4$ so wird die Strecke $A_{43}A_{44}$ um den Betrag $b_4 = A_{43}A'_{43}$ in die positive Ordinate Richtung verschoben, siehe Abb. 81. Wir führen den Parameter $p_4 = 1$ ein.
- ist $w_4 > a_4$ so wird die Strecke $A_{43}A_{44}$ um den Betrag $b_4 = A_{43}A'_{43}$ entlang der Ordinate in die negative Richtung verschoben, siehe Abb. 82. p_4 ist in diesem Fall $p_4 = -1$.

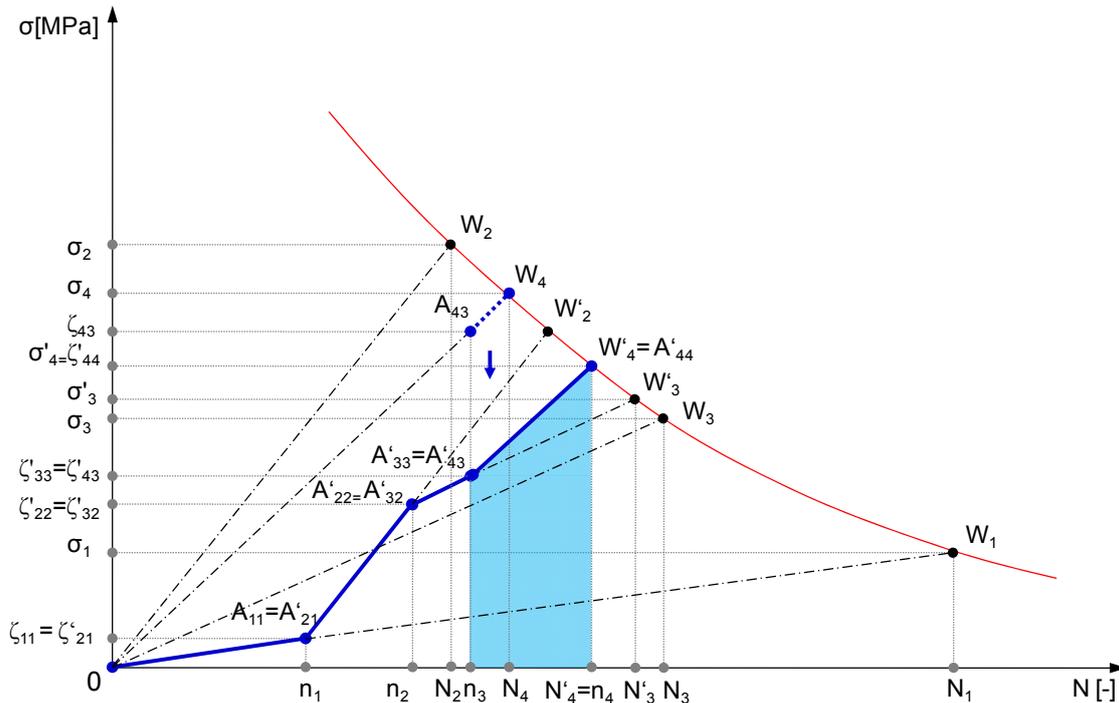


Abb. 82: Darstellung der vierten Stufe, wenn $w_4 > a_4$

Die Parallelverschiebung $b_4 = A_{43}A'_{43}$ wird berechnet.

$$b_4 = |\zeta_{43} - \zeta'_{43}| \quad \text{Glg. (5.27)}$$

Die maximal ertragbare Schwingenzahl N'_4 wird durch die Gleichstellung der Wöhlerliniengleichung mit der verschobenen Schadensliniengleichung berechnet. N'_4 entspricht der gesuchten Schwingenzahl n_4 .

$$\left(\frac{k}{N'_4}\right)^m = w_4 \cdot N'_4 + p_4 \cdot b_4 \Rightarrow N'_4 \quad \text{Glg. (5.28)}$$

Die markierte Fläche (siehe Abb. 81 und Abb. 82) $S_4 = n_3 n_4 A'_{44} A'_{43}$ kann berechnet werden.

$$F_4 = \int_{n_3}^{n_4} x \cdot w_4 dx \quad \text{Glg. (5.29)}$$

$$F_{41} = \zeta'_{43} \cdot (n_4 - n_3) \quad \text{Glg. (5.30)}$$

$$F_{42} = \zeta_{43} \cdot (n_4 - n_3) \quad \text{Glg. (5.31)}$$

$$S_4 = F_4 + p_4 \cdot |F_{41} - F_{42}| \quad \text{Glg. (5.32)}$$

Als letztes wird ζ'_{44} berechnet.

$$\zeta'_{44} = w_4 \cdot n_4 \quad \text{Glg. (5.33)}$$

$$\zeta'_{44} = \zeta_{44} + p_4 \cdot b_4 \quad \text{Glg. (5.34)}$$

In der [Tab. 15](#) sind die relevanten Größen zum vierten Lastblock zusammengefasst.

Block Nr.4				
Spannung	σ_4	σ'_4	ζ_{44}	ζ'_{44}
Schwingspielzahl	N_4	N'_4	n_4	n_4

Tab. 15: Block Nr.4: Spannungen und Schwingspielzahlen

Abschließend kann der Rechenablauf verifiziert werden. Aus der Wöhlerliniengleichung wird für N'_4 Schwingspiele die Spannung σ'_4 ermittelt. Der Rechenablauf wurde korrekt durchgeführt, wenn σ'_4 und ζ'_{44} gleich sind. Wird N'_4 numerisch ermittelt, so können sich zwischen den beiden Termen geringfügige Unterschiede ergeben.

$$\sigma'_4 = \left(\frac{k}{N'_4} \right)^{\frac{1}{m}} \quad \text{Glg. (5.35)}$$

$$\sigma'_4 \cong \zeta'_{44} \quad \text{Glg. (5.36)}$$

[Abb. 83](#) zeigt die Zusammenfassung aller vier Stufen des Prüfprogramms.

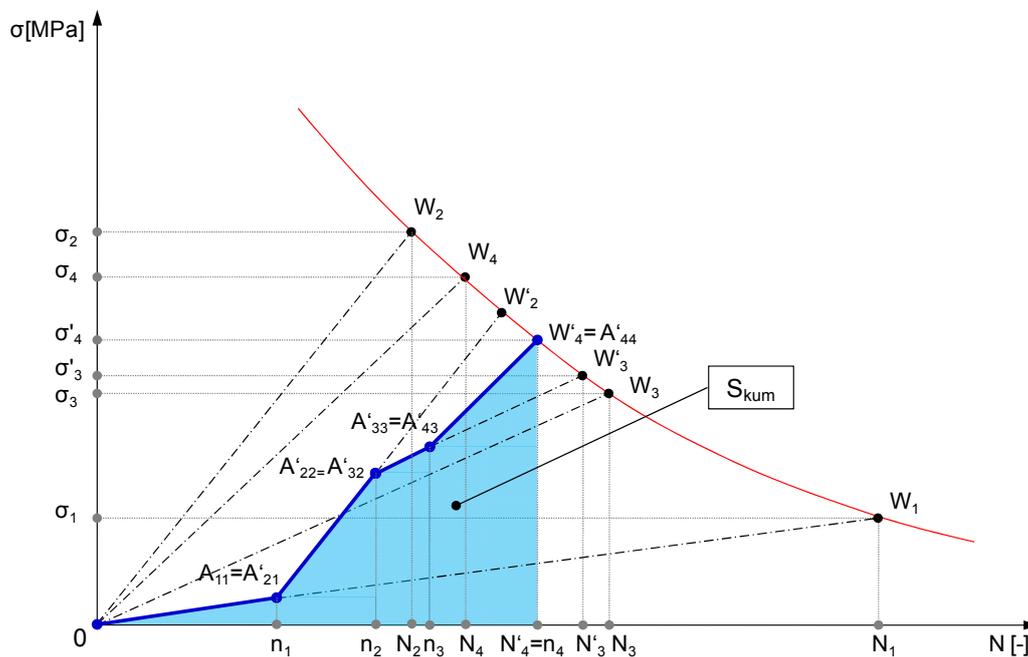


Abb. 83: Darstellung des gesamten Vierstufenversuches bis zum Schadenseintritt.

S_{kum} stellt die gesamte dissipierte Energie im Blockprogramm dar.

5.3. Konzept in allgemeiner Form

Der Berechnungsablauf kann für ein Blockprogramm bestehend aus (i+j) Blöcken in allgemeine Form geschrieben werden.

Der Schädigungsfortschritt ist durch $0W_{i+1}$ dargestellt. Die Steigung von $0W_{i+1}$ wird berechnet.

$$\sigma_{i+1} = w_{i+1} \cdot N_{i+1} \rightarrow w_{i+1} = \frac{\sigma_{i+1}}{N_{i+1}} \quad \text{Glg. (5.37)}$$

wobei

w_{i+1} - Steigung von $0W_{i+1}$

N_{i+1} - maximal ertragbare Schwingenspielzahl für σ_{i+1}

Die Steigungen von $0W_{i+1}$ (w_{i+1}) und $0A'_{i+1,i}$ (a_{i+1}) werden miteinander verglichen.

$$a_{i+1} = \frac{\zeta'_{i,i}}{n_i} \quad \text{Glg. (5.38)}$$

- ist $w_{i+1} < a_{i+1}$ so wird die Strecke $A_{i+1,i}A_{i+1,i+1}$ um den Betrag $b_{i+1} = A_{i+1,i}A'_{i+1,i}$ in die positive Ordinatenrichtung verschoben. Wir führen den Parameter $p_{i+1} = 1$ ein.
- ist $w_{i+1} > a_{i+1}$ so wird die Strecke $A_{i+1,i}A_{i+1,i+1}$ um den Betrag $b_{i+1} = A_{i+1,i}A'_{i+1,i}$ entlang der Ordinate in die negative Richtung verschoben. p_{i+1} ist in diesem Fall $p_{i+1} = -1$.

Die Parallelverschiebung $b_{i+1} = A_{i+1,i}A'_{i+1,i}$ wird berechnet.

$$b_{i+1} = \left| \zeta_{i+1,i} - \zeta'_{i+1,i} \right| \quad \text{Glg. (5.39)}$$

Die maximal ertragbare Schwingenspielzahl N'_{i+1} wird durch die Gleichstellung der Wöhlerliniengleichung mit der verschobenen Schadensliniengleichung berechnet. In diesem Fall wurde die Wöhlerliniengleichung mathematisch nach Basquin angenähert.

$$\left(\frac{k}{N'_{i+1}} \right)^{\frac{1}{m}} = w_{i+1} \cdot N'_{i+1} + p_{i+1} \cdot b_{i+1} \Rightarrow N'_{i+1} \quad \text{Glg. (5.40)}$$

Wird die Wöhlerliniengleichung mathematisch nach Wöhler ausgedrückt so kann die maximal ertragbare Schwingenspielzahl N'_{i+1} folgendermaßen berechnet werden:

$$k - m \cdot \log N'_{i+1} = w_{i+1} \cdot N'_{i+1} + p_{i+1} \cdot b_{i+1} \Rightarrow N'_{i+1} \quad \text{Glg. (5.41)}$$

- ist $s \cdot n_{i+1} > N'_{i+1}$ so liegt bereits nach N'_{i+1} Schwingspielen ein Schaden vor. Die gewünschte Spannungsamplitude kann lediglich mit einer maximalen Schwingspielzahl von N'_{i+1} aufgebracht werden.
- ist $s \cdot n_{i+1} < N'_{i+1}$ so ergibt sich rechnerisch nach n_{i+1} Schwingspielen noch keinen Schaden und die Abschätzung der Lebensdauer kann mit der nächsten Stufe ($i+2$) fortgesetzt werden.

$S_{i+1} = n_i n_{i+1} A'_{i+1,i+1} A'_{i+1,i}$ kann berechnet werden.

$$F_{i+1} = \int_{n_i}^{n_{i+1}} x \cdot w_{i+1} dx \quad \text{Glg. (5.42)}$$

$$F_{i+1,1} = \zeta'_{i+1,i} \cdot (n_{i+1} - n_i) \quad \text{Glg. (5.43)}$$

$$F_{i+1,2} = \zeta_{i+1,i} \cdot (n_{i+1} - n_i) \quad \text{Glg. (5.44)}$$

$$S_{i+1} = F_{i+1} + p_{i+1} \cdot |F_{i+1,1} - F_{i+1,2}| \quad \text{Glg. (5.45)}$$

Als letztes wird $\zeta'_{i+1,i+1}$ berechnet.

$$\zeta_{i+1,i+1} = w_{i+1} \cdot n_{i+1} \quad \text{Glg. (5.46)}$$

$$\zeta'_{i+1,i+1} = \zeta_{i+1,i+1} + p_{i+1} \cdot b_{i+1} \quad \text{Glg. (5.47)}$$

Tritt der Schaden bei der Stufe ($i+j$) ein so muss der Rechenablauf verifiziert werden. Aus der Wöhlerliniengleichung wird für N'_{i+j} Schwingspiele die Spannung σ'_{i+j} ermittelt. Der Rechenablauf wurde korrekt durchgeführt, wenn σ'_{i+j} und $\zeta'_{i+j,i+j}$ gleich sind. Wird N'_{i+j} numerisch ermittelt, so können sich zwischen den beiden Termen geringfügige Unterschiede ergeben.

Wöhlerliniengleichung nach Basquin.

$$\sigma'_{i+j} = \left(\frac{k}{N'_{i+j}} \right)^{\frac{1}{m}} \quad \text{Glg. (5.48)}$$

Wöhlerliniengleichung nach Wöhler.

$$\sigma'_{i+j} = k - m \cdot \log N'_{i+j} \quad \text{Glg. (5.49)}$$

Verifikation:

$$\sigma'_{i+j} \cong \zeta'_{i+j,i+j} \quad \text{Glg. (5.50)}$$

5.4. Diskussion der Methodik

In diesem Kapitel werden die wichtigsten Parallelen und Unterschiede der vorgestellten Methodik gegenüber der linearen Schadensakkumulationshypothese nach Pálmgren-Miner und dem Rissfortschrittskonzept erläutert und diskutiert.

5.4.1. Vergleich mit der linearen Schadensakkumulationshypothese

Bei der vorgestellten Methodik handelt es sich zwar um eine lineare Rechenmethodik, welche jedoch das „nichtlineare Verhalten“ der Wöhlerlinie berücksichtigt. Das ist bei der linearen Schadensakkumulationshypothese nicht der Fall.

Die errechneten Schwingspielzahlen sind aus diesem Grund im Vergleich zu der linearen Schadensakkumulationshypothese, vor allem wenn Überlasten zu berücksichtigen sind, unterschiedlich.

Um diesen wesentlichen Unterschied zu veranschaulichen, wird die im Zweistufenversuch ermittelte Lebensdauer nach [83] für die Probe Nr.8 aus der Tab. 26 herangezogen und mit der rechnerischen Lebensdauer nach Pálmgren-Miner bzw. nach Theil verglichen.

Auf der ersten höheren Beanspruchungsstufe von 400MPa wurden in diesem Versuch insgesamt 799 Schwingspiele eingestreut. Danach wurde die Probe auf der niedrigeren Beanspruchungsstufe von 280MPa bis zum Versagen geprüft. In der zweiten Stufe konnten 79505 Schwingspiele aufgebracht werden. Die experimentell ermittelte Gesamtlebensdauer betrug somit 80304 Schwingspiele. Die Versuchsergebnisse wurden aus der Publikation [83] entnommen.

Tab. 16 zeigt die experimentell ermittelten Schwingspiele und Schwingspielverhältnisse.

Tab. 17 zeigt den Vergleich zwischen Versuch und Berechnung. Die Ergebnisse sind sowohl in Prozentzahlen (z.B. 114.1%) als auch in Dezimalzahlen (z.B. 1.141) ausgedrückt. Ist die Diskrepanz größer als 100% bzw. 1 so sind die Ergebnisse in roter Farbe anderenfalls in grüner Farbe dargestellt.

$[n/N]_H$	$n_H \cdot 10^3$	$[n/N]_L$	$n_L \cdot 10^3$
0.32	799	0.595	79505

Tab. 16: Experimentell ermittelte Schwingspielzahl nach [83]

Schwingspielzahl			>>	Diskrepanz		Diskrepanz	
Exp.	Miner	Theil		Miner/ Exp.	Theil/ Exp.	Miner/ Exp.	Theil/ Exp.
80304	91662	79646		114.1%	99.2%	1.141	0.992

Tab. 17: Vergleich zwischen Versuch und Berechnung

Details zu Probengeometrie, Belastung, Wöhlerlinienkonstanten und Material können dem Kap.6.1.3 entnommen werden. Der komplette Berechnungsablauf nach Theil und die grafische Darstellung des Ergebnisses sind im Anhang 10.8.5 dargestellt. Das grafische Ergebnis aus dem Anhang 10.8.5 wird in der Abb. 84 nochmals schematisch dargestellt.

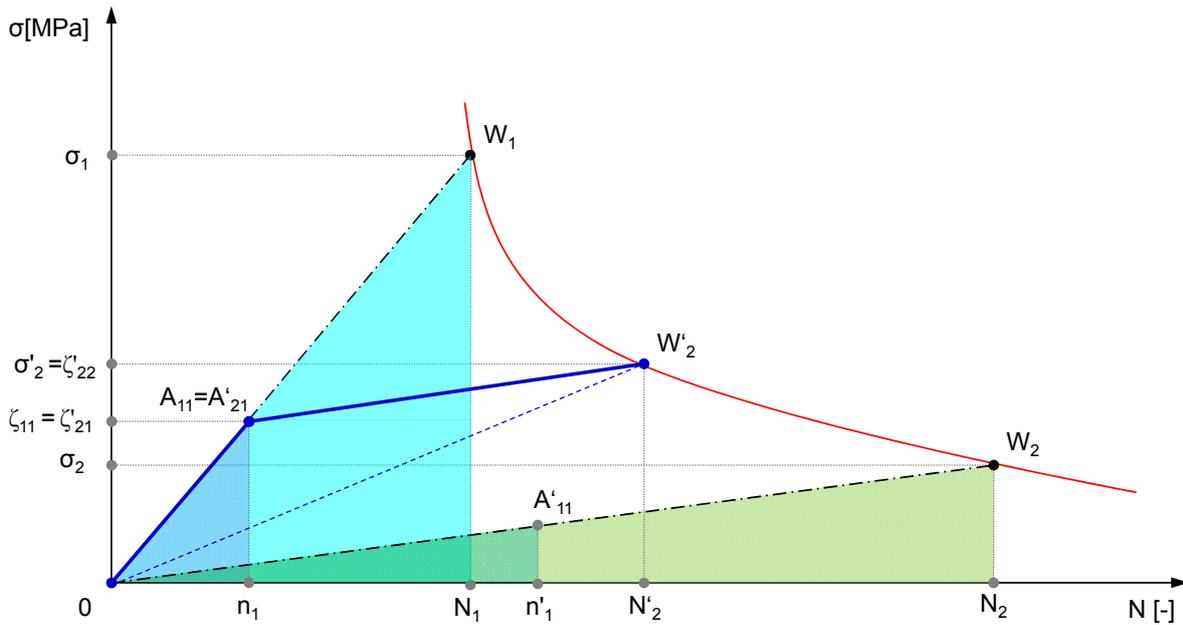


Abb. 84: Schematische Darstellung des Ergebnisses mit der realen "nichtlinearen" Wöhlerlinie im doppellinearen Netz.

5.4.1.1. Schadensrechnung nach Palmgren-Miner

Die Anzahl der Schwingspiele in der ersten Stufe ist vorgegeben $n_1=799$. Die maximal ertragbare Schwingungszahl n_2 in der zweiten Stufe wird gesucht und kann nach der linearen Schadensakkumulationshypothese folgendermaßen berechnet werden:

$$\sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} = \frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} = D = 1 \rightarrow n_2 = \left(1 - \frac{n_1}{N_1}\right) \cdot N_2$$

$$n_2 = \left(1 - \frac{799}{2496}\right) \cdot 133622 = 90863$$

$$n_{PM} = n_1 + n_2 = 799 + 90863 = 91662$$

Die maximalertragbare Gesamtschwingungszahl n_{PM} am Ende des Prüfprogramms beträgt also 91662 Schwingenspiele.

Jetzt wird das Ergebnis anhand der [Abb. 84](#) interpretiert.

Die erste Beanspruchungsstufe ist durch das $0W_1N_1$ Dreieck dargestellt. Schaden tritt demnach im Punkt W_1 nach N_1 Schwingenspiele ein. Das Schwingenspielverhältnis der ersten Stufe wird folgendermaßen berechnet:

$$\frac{n_1}{N_1} = \frac{0A_{11}}{0W_1} = \frac{799}{2496} = 0.32$$

Nach der Aufbringung der ersten Stufe, bleibt bis zum Schadenseintritt ein Schwingspielverhältnis von 0,68 über ($0,32+0,68=1$), soweit die Gesamtschädigung $D=1$ beträgt. Das Schwingspielverhältnis von 0,68 kann laut Palmgren-Miner in der zweiten Stufe aufgebracht werden.

Jetzt wird die zweite Beanspruchungsstufe betrachtet, welche durch das $0W_2N_2$ Dreieck dargestellt ist. Einstufig können bei der Spannungsamplitude σ_2 insgesamt 133622 Schwingspiele aufgebracht werden.

$$n'_1 = 0,32 \cdot 133622 = 42759$$

$$N_2 - n'_1 = 0,68 \cdot 133622 = 90863$$

Die gesuchte Schwingspielzahl n_2 in der zweiten Beanspruchungsstufe beträgt $n_2 = n'_1 N_2 = 90863$ Schwingspiele. Die maximal ertragbare Schwingspielzahl am Ende des Prüfprogramms beträgt also $90863 + 799 = 91662$ Schwingspiele. Dieses Ergebnis stimmt mit dem vorher ermittelten Ergebnis nach Palmgren-Miner überein.

5.4.1.2. Schadensrechnung nach Theil

In der Schadensrechnung nach Theil wurde eine maximal ertragbare Schwingspielzahl von $n_T = 79646$ Schwingspielen ermittelt, siehe Anhang 10.8.5 und Tab. 17.

In der ersten Beanspruchungsstufe wurden $n_1 = 799$ Schwingspiele aufgebracht und in der zweiten Beanspruchungsstufe konnten rechnerisch $n_1 N'_2 = 78847$ Schwingspiele ermittelt werden. Die gesamte maximal ertragbare Schwingspielzahl n_T beträgt also in diesem Fall 79646 Schwingspiele (siehe Tab. 17).

$$n_1 = 799$$

$$N'_2 - n_1 = n_1 N'_2 = 79646 - 799 = 78847$$

$$n_T = 799 + 78847 = 79646$$

5.4.1.3. Gegenüberstellung der Ergebnisse

Die Spannungsamplituden sind in der ersten Stufe bei den beiden Methoden identisch $n_1 = 799$ Schwingspiele. Die errechneten Schwingspiele sind:

- Palmgren-Miner: $n_{PM} = 91662$
- Theil: $n_T = 79646$

Der Unterschied zwischen Palmgren-Miner und Theil beträgt nun in diesem Fall in etwa $n_{PM} / n_T = 15\%$. Die Ergebnisse nach beiden Methoden wären nur dann gleich, wenn die Wöhlerlinie einen komplett linearen Verlauf hätte. Das ist ganz offensichtlich wenn man Abb. 85 genauer betrachtet.

In der Abbildung wurde das Ergebnis nochmals grafisch dargestellt jedoch mit dem Unterschied, dass die Wöhlerlinie komplett linear eingezeichnet wurde. Aufgrund dieser "idealen Linearität" entsteht eine Proportionalität zwischen den einzelnen Beanspruchungsstufen und $A_{11}W'_2 = A'_{11}W_2$.

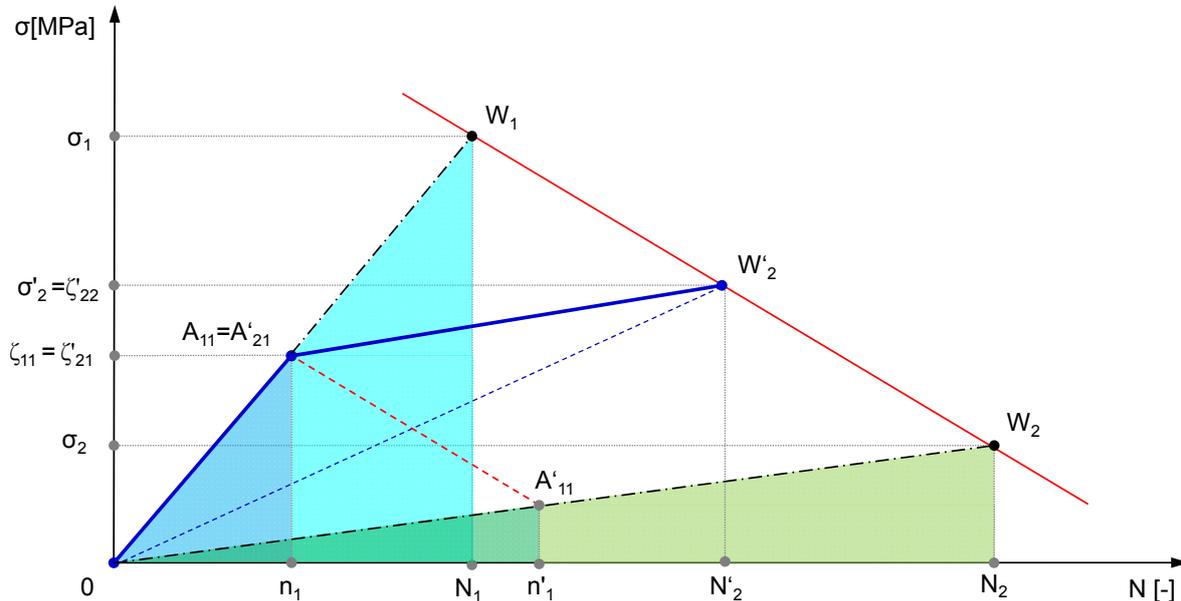


Abb. 85: Schematische Darstellung des Ergebnisses mit einer linearen Wöhlerlinie

Der Verlauf einer realen Wöhlerlinie ist jedoch (im linearen Netz dargestellt) immer nichtlinear. Lediglich im Bereich der höheren Schwingungszahlen ($>E5$) können bei den meisten Wöhlerlinien näherungsweise lineare Verläufe beobachtet werden. Bei höheren Spannungsamplituden hingegen, werden vor allem bei duktilen Werkstoffen die Verläufe nichtlinear. Das heißt, dass sich die Wöhlerliniensteigung ändert.

Arbeitet man mit Wöhlerlinien, die im einfach- oder doppellogarithmischen Netz nach Basquin oder nach Wöhler dargestellten sind, so kann dieser Effekt optisch auf den ersten Blick nicht erkannt werden. Es ist daher empfehlenswert bei der Durchführung von rechnerischen Lebensdauerabschätzungen die Wöhlerlinien auch im linearen Netz kurz zu betrachten. So entwickelt man ein reales „Gefühl“ für das Schwingverhalten des Werkstoffes und so kann einfach abgewogen werden in wie weit die rechnerische Lebensdauerabschätzung nach Palmgren-Miner verwendet werden kann.

Aus diesen Gründen stimmen die rechnerisch ermittelten Lebensdauerergebnisse von Palmgren-Miner und Theil bei Zwei- oder Mehrstufenversuchen nur dann überein, wenn die Spannungsamplituden der einzelnen Stufen verhältnismäßig niedrig sind.

Werden jedoch Überlastblöcke mit Spannungsamplituden in der Nähe der Streck- bzw. Dehngrenze eingestreut, so stimmen die errechneten Lebensdauerergebnisse nach den beiden Methoden nicht mehr überein, siehe [Kap.6](#).

5.4.1.4. Einfluss der Mittelspannung

In realen ingenieurmäßigen Anwendungen Lastblöcke werden oft mit unterschiedlichen Mittelspannungen eingestreut. In solchen Fällen kann die vorgeschlagene Berechnungsmethodik folgendermaßen angewendet werden:

- Es ist lediglich eine Wöhlerlinie mit einer vorgegebenen Mittelspannung bekannt. In diesem Fall können die einzelnen Blöcke des Blockprogramms auf die vorgegebene Mittelspannung unter Verwendung z.B. eines Haigh Diagramms umgewertet werden. Die Vorgehensweise kann der FKM- Richtlinie entnommen werden [63].
- Es sind für ein Bauteil mehrere Wöhlerlinien mit unterschiedlichen Mittelspannungen bekannt. In solchen Fällen kann folgendermaßen vorgegangen werden. Abb. 86 zeigt exemplarisch drei Wöhlerlinien mit drei unterschiedlichen Mittelspannungen, welche für das gleiche Bauteil aufgenommen wurden. Die grafische Darstellung der Lösung nach der vorgeschlagenen Methodik ist in der Abb. 86 dargestellt. Die Berechnung kann, wie in Kap.5 dargestellt durchgeführt werden.

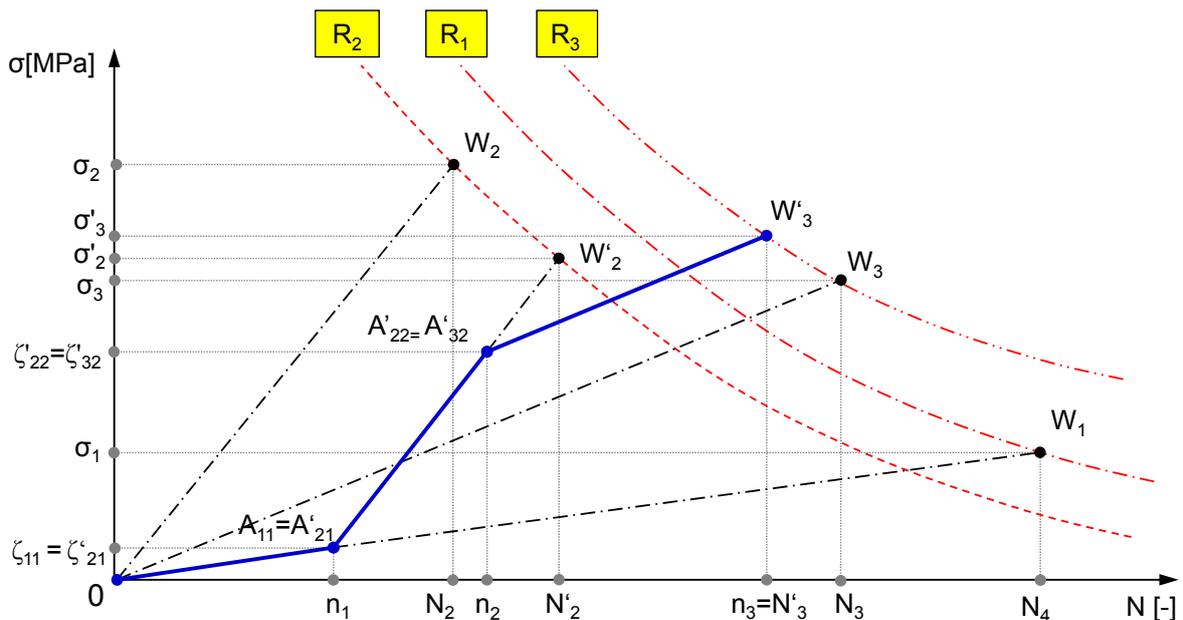


Abb. 86: Mittelspannungseinfluss

6. Validierung der Berechnungsmethodik

Dieses Kapitel widmet sich der Validierung der vorgestellten Berechnungsmethodik.

Obwohl heute Feinkornbaustähle zu den gängigen Werkstoffen zählen, liegen für Stahlwerkstoffe wenige veröffentlichte Untersuchungen bzw. wissenschaftliche Arbeiten zu diesem Thema vor [11], [21].

Im Anhang sind weitere Anwendungsbeispiele für Aluminiumlegierungen dargestellt und diskutiert.

Um die Ergebnisse der vorgeschlagenen Berechnungsmethodik zu überprüfen, wurden für die Validierung zusätzlich zu den eigenen Überlastversuchen Versuchsergebnisse anderer Autoren mit ähnlicher Zielsetzung herangezogen. Diese Versuche wurden sowohl an nicht gekerbten als auch an gekerbten Flach – bzw. Rundproben aus Feinkornbaustahl und aus diversen Aluminiumlegierungen durchgeführt. In einem Fall wurden für die Validierung Testergebnisse von M6x40 Schraubverbindungen aus 1.4301 herangezogen.

Alle von anderen Autoren verwendete Daten wie z.B. Werkstoffeigenschaften, Art der Belastung, Geometrie der Prüflinge, Konstanten der ermittelten Wöhlerlinien und Wöhlerliniengleichungen, erreichte Schwingspiele wurden aus den Veröffentlichungen übernommen. Die Experimente wurden im hochzeitfesten Bereich durchgeführt so dass die erreichten Schwingspiele zwischen E4 und 2E6 lagen.

Veraltete und/oder ausländische Werkstoffbezeichnungen wurden mit den heute gültigen und vergleichbaren Werkstoffbezeichnungen ergänzt. Im Rahmen der Validierung wurden Lebensdauerberechnungen mit der vorgestellten Berechnungsmethodik durchgeführt. Abschließend wurden die errechneten Lebensdauerwerte sowohl mit den experimentellen Ergebnissen als auch mit rechnerischen Ergebnissen nach anderen Hypothesen (Palmgren-Miner, Corten-Dolan, FWK und/oder Rissfortschrittskonzept) verglichen.

Dem Anhang können die detaillierten Rechenabläufe für einige ausgewählte Beispiele entnommen werden.

6.1. Schweißbarer Feinkornbaustahl S500MC

Als erstes wurden die eigenen Überlastversuche aus dem [Kap. 4.2](#) rechnerisch überprüft. Daten bezüglich Werkstoff, Belastung, Probengeometrie, Wöhlerlinienkonstanten und Wöhlerliniengleichung wurden bei den Voruntersuchungen ermittelt und in [Kap. 4.1](#) dokumentiert. Die Referenz- Wöhlerlinie ist nochmals im einfachlogarithmischen Netz in [Abb. 87](#) dargestellt, vgl. siehe [Abb. 22](#).

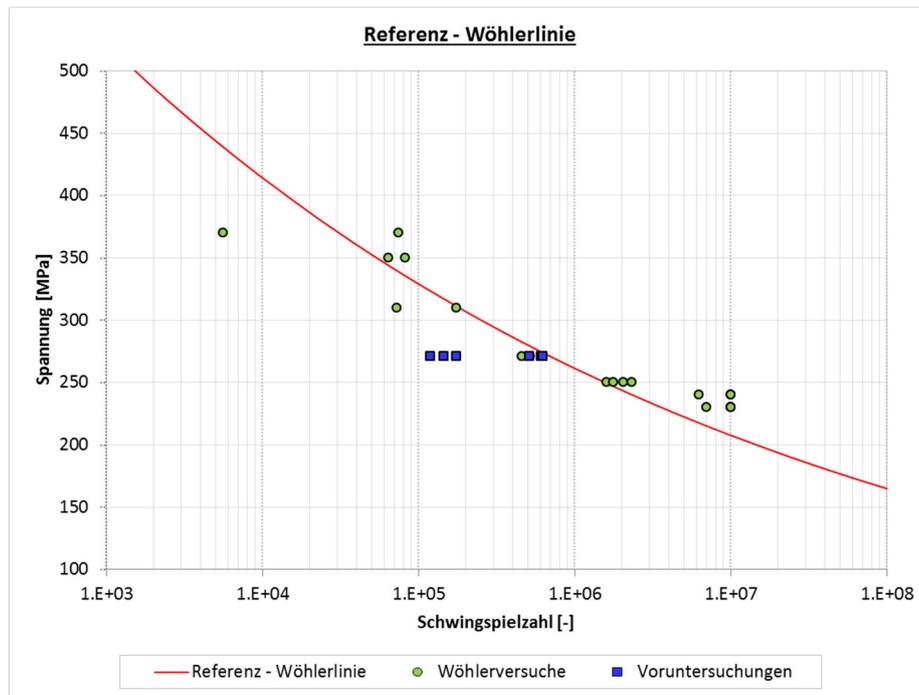


Abb. 87: Referenz - Wöhlerlinie

Die experimentell und rechnerisch ermittelten Schwingspielzahlen sowie die Diskrepanzen zwischen Versuch und Berechnung sind für die ersten drei Prüfprogramme in den [Tab. 18](#), [Tab. 19](#) und [Tab. 20](#) zusammengefasst. Die Ergebnisse sind sowohl in Prozentzahlen als auch in Dezimalzahlen ausgedrückt. Ist die Diskrepanz größer als 100% bzw. 1 so sind die Ergebnisse in roter Farbe anderenfalls in grüner Farbe dargestellt.

Der vollständige Ablauf der Lebensdauerabschätzung nach Palmgren-Miner bzw. nach Theil für die Probe UV-02 kann dem Anhang [10.7](#) entnommen werden.

Die Lebensdauerabschätzungen für die anderen Proben wurden nach dem gleichen Schema durchgeführt.

Program Nr.1	Lastfolge	Schwingspielzahl	Exp.	n ₃	Miner	Theil	Theil	Miner/Exp.	Theil/Exp.	Theil/Exp.
					Pü=50%	s=1	s=1.1		s=1	s=1.1
LoHilo	ÜV02		170546	433356	590960	507100	157818	346.51%	297.34%	92.54%
	ÜV03		360219	504148	661748	639300	158513	183.71%	177.48%	44.00%
	ÜV04		438547	478542	636142	592500	158059	145.06%	135.11%	36.04%
	ÜV05		373986	437452	595052	514300	157818	159.11%	137.52%	42.20%
	ÜV10		196213	338253	496753	396300	159399	253.17%	201.97%	81.24%
	ÜV11		211183	338253	496753	396300	159399	235.22%	187.66%	75.48%
	ÜV12		340818	338253	496753	396300	159399	145.75%	116.28%	46.77%
	ÜV28		535626	338253	496753	396300	159399	92.74%	73.99%	29.76%
	ÜV32		238071	338253	496753	396300	159399	208.66%	166.46%	66.95%
	ÜV33		473849	338253	496753	396300	159399	104.83%	83.63%	33.64%
ÜV34		767557	338253	496753	396300	159399	64.72%	51.63%	20.77%	

Tab. 18: Vergleich zwischen Versuch und Berechnung für das Prüfprogramm Nr.1

Prog. Nr.2	Lastfolge	Schwingspielzahl	Exp.	n ₃	Miner	Theil	Theil	Miner/Exp.	Theil/Exp.	Theil/Exp.
					Pü=50%	s=1	s=1.1		s=1	s=1.1
Hilo	ÜV13		449456	495753	496753	396261	396261	110.52%	88.16%	88.16%
	ÜV14		61709	495753	496753	396261	396261	804.99%	642.14%	642.14%

Tab. 19: Vergleich zwischen Versuch und Berechnung für das Prüfprogramm Nr.2

Program Nr.3	Lastfolge	Schwingspielzahl	Exp.	n ₃	Miner	Theil	Theil	Miner/Exp.	Theil/Exp.	Theil/Exp.
					Pü=50%	s=1	s=1.1		s=1	s=1.1
LoHilo	ÜV15		1084356	985631	1361631	1255000	379158	125.57%	115.74%	34.97%
	ÜV19		773589	985631	1361631	1255000	379158	176.01%	162.23%	49.01%
	ÜV16		724768	392269	768269	375920	375920	106.00%	51.87%	51.87%
HiLo	ÜV17		550953	767269	768269	295995	295995	139.44%	53.72%	53.72%
	ÜV18		697720	767269	768269	295995	295995	110.11%	42.42%	42.42%

Tab. 20: Vergleich zwischen Versuch und Berechnung für das Prüfprogramm Nr.3

Bei den Prüfprogrammen Nr.4 und Nr.5 wurden keine rechnerischen Abschätzungen der Lebensdauer durchgeführt, da bei diesen beiden Versuchen die eingestreuten Überlasten zu statischen Anrissen und nicht zur schwingbeanspruchten Rissinitiierung führten. Eine Lebensdauerabschätzung wäre aus schwingfestigkeitstechnischer Sicht demzufolge nicht richtig.

6.1.1. Diskussion der Ergebnisse

Der Vergleich zwischen Versuch und Berechnung hat zu folgenden Erkenntnissen geführt:

- *Prüfprogramm Nr.1:* die rechnerische Lebensdauerabschätzung nach Palmgren-Miner führt zu optimistischen Ergebnissen. In neun von elf Fällen hätten die rechnerisch bemessenen Bauteile versagt. Bei der Probe ÜV34 fällt das Ergebnis etwas konservativ aus und bei der Probe ÜV28 stimmt die Rechnung mit dem Versuch ziemlich gut überein. Die rechnerische Lebensdauerabschätzung nach Theil mit s=1 führt bei acht Proben zu optimistischen Ergebnissen und somit ebenfalls zum Schaden. Bei ÜV28 und ÜV33 sind die Ergebnisse zutreffend. Bei der Probe ÜV34 ist die Rechnung etwas konservativ.

- Die Lebensdauerabschätzung mit $s=1,1$ führt bei acht Proben tendenziell zu konservativen Ergebnissen. Bei drei Proben (ÜV02, ÜV10, ÜV11) passen die Berechnungen mit den Tests gut überein. Wichtig ist jedoch, dass die Bemessung nach dieser Methodik bei realen Bauteilen zu keinem Schaden geführt hätte. Aufgrund der großen Streuung der Messergebnisse, können diese rechnerischen Ergebnisse als zufriedenstellend betrachtet werden.
- *Prüfprogramm Nr.2:* die rechnerischen Ergebnisse nach Pålmgren-Miner sind auch in diesem Fall zu optimistisch und hätten zu Bauteilschäden geführt. Die Rechnung nach Theil stimmt bei der Probe ÜV13 gut mit dem Versuch überein. Bei der Probe ÜV14 hätte die Bemessung zum Schaden geführt. Die Ergebnisse mit $s=1$ und $s=1,1$ sind bei dem Prüfprogramm identisch.
- *Prüfprogramm Nr.3:* die Lebensdauerabschätzung nach Pålmgren-Miner ist bei allen Proben zu optimistisch und hätte zum Schaden geführt. Die Lebensdauerabschätzung nach Theil mit $s=1$ hätte bei zwei Proben zum Schaden geführt. Bei den übrigen drei Proben fallen die Ergebnisse etwas konservativ aus. Die Lebensdauerabschätzung nach Theil mit $s=1,1$ führt bei allen fünf Proben zu konservativen Ergebnissen.

6.1.2. Schweißbarer Feinkornbaustahl für Druckbehälter P355NL1

Bei diesen Untersuchungen [83] kamen beidseitig gekerbte Flachproben aus schweißbarem Feinkornbaustahl P355NL1 zum Einsatz. Die chemische Zusammensetzung kann Tab. 21 entnommen werden:

Schweißbarer Feinkornbaustahl für Druckbehälter / Weldable fine-grained structural steel for pressure vessels																
Chemische Zusammensetzung / Chemical Composition																
Werkstoffnummer / Material number	Bezeichnung / Designation	C	Si	Mn	P	S	Cu	Cr	Mo	Ni	Ti	V	Nb	Al	C _E	
		[%]													min.	
1.0566	DIN EN 10028 -3	P355NL1	0.18	0.50	1.70	0.025	0.008	0.30	0.30	0.08	0.50	0.03	0.10	0.05	0.02	0.43

Tab. 21: Chemische Zusammensetzung von P355NL1 nach DIN EN 10028-3

Die mechanischen Eigenschaften sind in der Tab. 22 dargestellt:

Mechanische Eigenschaften / Mechanical properties					
Werkstoffnummer / Material number	Bezeichnung / Designation	Rp0,2	Rm	A5	
		[MPa]	[MPa]	[%]	
		min.	min.	min.	
1.0566	DIN EN 10028 -3	P355NL1	>355	490-630	22

Tab. 22: Mechanische Eigenschaften nach DIN EN 10028-3

Die Zugfestigkeit sowie die Streckgrenze betragen laut Veröffentlichung [83] $R_m=568$ MPa und $R_e=418$ MPa. Die Prüflinge wurden Zugschwellend belastet. Es wurden mehrere Zwei- und Mehrstufenversuche bei unterschiedlichen Spannungsverhältnissen durchgeführt. Mangels ausreichender Information über die Mehrstufenversuche, wurden die Schadensrechnungen lediglich für die Zweistufenversuche durchgeführt.

In der [Tab. 23](#) sind Kerbformzahl, Art der Belastung sowie die experimentell ermittelten Wöhlerlinienkonstanten für dreiuntersuchte Spannungsverhältnisse dargestellt. Die Wöhlerliniengleichung wurde im doppellogarithmischen Netz nach Basquin definiert.

Nr.	Probe	Werkstoff	Belastung	Kt	R	m	k
1	Flachprobe	P355NL1	Zug - Druck	2.17	0	11.16	2.73E+32
2	Flachprobe	P355NL1	Zug - Druck	2.17	0.15	10.92	2.39E+32
3	Flachprobe	P355NL1	Zug - Druck	2.17	0.3	18.35	6.39E+51

Tab. 23: Kenngrößen zu den Flachproben aus P355NL1 nach [\[83\]](#)

In allen drei Fällen wurden sowohl steigende (LoHi) als auch fallende (HiLo) Lastfolgen geprüft. [Abb. 88](#) zeigt die schematische Darstellung der Zweistufenversuche.

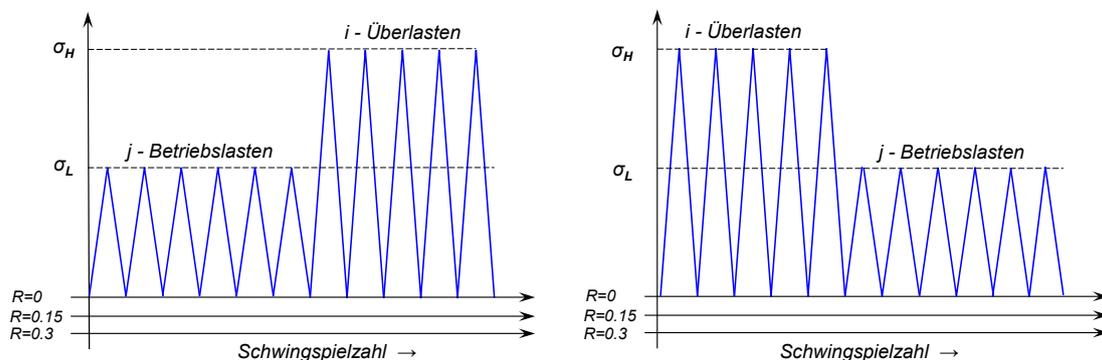


Abb. 88: Zweistufenversuche mit steigenden LoHi (linkes Bild) und fallenden HiLo (rechtes Bild) Lastfolgen bei unterschiedlichen Spannungsverhältnissen $R=0$; $R=0,15$; $R=0,3$.

6.1.3. Versuch Nr.1 – Spannungsverhältnis $R=0$

[Tab. 24](#) zeigt die geprüften Spannungsamplituden. Die Belastung war im ersten Versuch rein schwelend ($R=0$).

R=	0
σ_L [MPa]=	280
σ_H [MPa]=	400

Tab. 24: Spannungsamplituden bei $R=0$

Die in der Veröffentlichung [\[83\]](#) angegebene Streckgrenze ist lediglich um 4,3% höher als die höheren Spannungsamplituden von 400 MPa. Durch diese Amplituden werden die Prüflinge erheblich überbeansprucht. Die niedrigere Spannungsamplitude liegt in etwa in der Höhe der „Dauerfestigkeit“ des Werkstoffes.

[Abb. 89](#) zeigt die grafische Darstellung der experimentellen Schadenspunkte in einem Schwingspielverhältnisdiagramm. Auf der Abszisse wurden die Schwingspielverhältnisse der

niedrigen Belastungsstufe $[n/N]_L$ und auf der Ordinate die Schwingspielverhältnisse der höheren Belastungsstufe $[n/N]_H$ aufgetragen. Die schwarze Linie stellt die rechnerische Schadenslinie nach Pálmgren-Miner dar.

Die Versuchsergebnisse sind im Anhang 10.8.1 zusammengefasst.

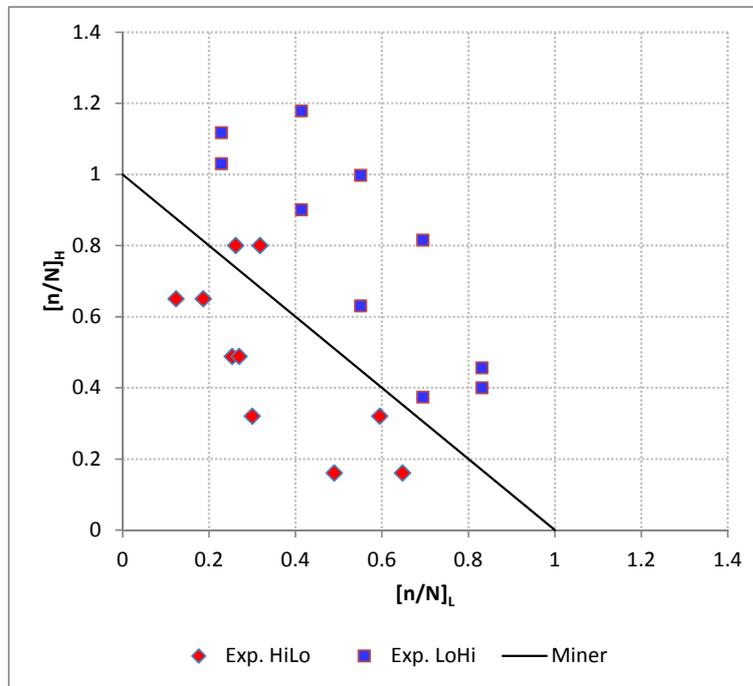


Abb. 89: Grafische Darstellung der Versuchsergebnisse nach [83]

Man kann aus der Grafik gut erkennen, dass bei fallenden Lastfolgen die experimentell ermittelten Schädigungen tendenziell kleiner als eins und bei steigender Lastfolge größer als eins sind. Die lineare Schadensakkumulationshypothese nach Pálmgren-Miner liefert bei fallenden Lastfolgen offensichtlich zu optimistische Ergebnisse.

Die rechnerisch ermittelten Schwingspielzahlen und die Diskrepanzen zwischen Versuch und Berechnung nach Pálmgren-Miner sowie nach Theil sind in der Tab. 25 für steigende und in der Tab. 26 für fallende Lastfolgen zusammengefasst.

Die detaillierten Berechnungsabläufe für die Proben Nr.1 (LoHi) und Nr.8 (HiLo) können den Anhängen 10.8.4 und 10.8.5 entnommen werden.

Nr.	Schwingspielzahl			Lastfolge	Diskrepanz		Diskrepanz	
	Exp.	Miner	Theil		Miner/ Exp.	Theil/ Exp.	Miner/ Exp.	Theil/ Exp.
1	112172	111593	111496	LoHi (R=0; $\sigma_L=280\text{MPa}$, $\sigma_H=400\text{MPa}$)	99.5%	99.4%	0.995	0.994
2	112312	111593	111496		99.4%	99.3%	0.994	0.993
3	93801	93629	93458		99.8%	99.6%	0.998	0.996
4	94901	93629	93458		98.7%	98.5%	0.987	0.985
5	76114	74746	74504		98.2%	97.9%	0.982	0.979
6	75198	74746	74504		99.4%	99.1%	0.994	0.991
7	58259	56782	56484		97.5%	97.0%	0.975	0.970
8	57566	56782	56484		98.6%	98.1%	0.986	0.981
9	33387	32524	32185		97.4%	96.4%	0.974	0.964
10	33170	32524	32185		98.1%	97.0%	0.981	0.970

Tab. 25: Vergleich zwischen Rechnung und Versuch für steigende Lastfolgen (LoHi)

Nr.	Schwingspielzahl			Lastfolge	Diskrepanz		Diskrepanz	
	Exp.	Miner	Theil		Miner/ Exp.	Theil/ Exp.	Miner/ Exp.	Theil/ Exp.
1	37006	28721	13458	HiLo (R=0; $\sigma_L=280\text{MPa}$, $\sigma_H=400\text{MPa}$)	77.6%	36.4%	0.776	0.364
2	44488	28721	13458		64.6%	30.3%	0.646	0.303
3	18191	48390	30217		266.0%	166.1%	2.660	1.661
4	26610	48390	30217		181.9%	113.6%	1.819	1.136
5	35158	69632	53176		198.1%	151.2%	1.981	1.512
6	37296	69632	53176		186.7%	142.6%	1.867	1.426
7	40885	91662	79646		224.2%	194.8%	2.242	1.948
8	80304	91662	79646		114.1%	99.2%	1.141	0.992
9	65874	112642	106272		171.0%	161.3%	1.710	1.613
10	86987	112642	106272		129.5%	122.2%	1.295	1.222

Tab. 26: Vergleich zwischen Rechnung und Versuch für fallende Lastfolgen (HiLo)

Die Ergebnisse zeigen, dass es zwischen Versuch und Berechnung bei steigender Lastfolge (LoHi) praktisch keinen Unterschied gibt. Beide Methoden liefern ähnlich gute Ergebnisse. Bei fallender Lastfolge liegen die rechnerischen Ergebnisse nach Palmgren-Miner im schlimmsten Fall um Faktor 2,66 höher als die gemessenen Lebensdauerergebnisse. Die Methode nach Theil liefert ebenfalls optimistischere Ergebnisse als das Experiment, diese sind jedoch besser als jene von Palmgren-Miner, siehe [Tab. 26](#).

In einem weiteren Zweistufenversuch wurden nach dem gleichen Prüfschema die Überlastamplituden von 400 MPa auf 330 MPa reduziert, siehe [Tab. 27](#). Die Experimente wurden auch in diesem Fall rein schwelend (R=0) durchgeführt.

R=	0
σ_L [MPa]=	280
σ_H [MPa]=	330

Tab. 27: Spannungsamplituden bei R=0

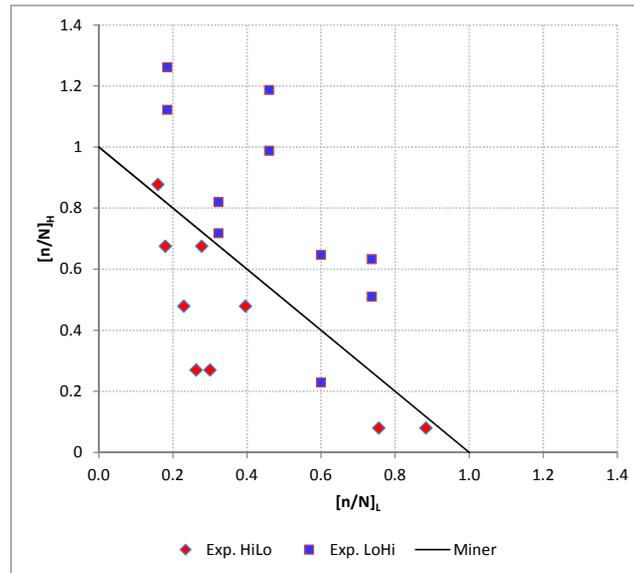


Abb. 90: Grafische Darstellung der Versuchsergebnisse nach [83]

Die Gegenüberstellung der rechnerisch und experimentell ermittelten Schwingenspielzahlen und die Diskrepanzen zwischen Versuch und Berechnung sind in der Tab. 28 für steigende und in der Tab. 29 für fallende Lastfolgen zusammengefasst.

Nr.	Schwingspielzahl			Lastfolge	Diskrepanz		Diskrepanz	
	Exp.	Miner	Theil		Miner/ Exp.	Theil/ Exp.	Miner/ Exp.	Theil/ Exp.
1	111999	104097	103663	LoHi (R=0; $\sigma_L=280\text{MPa}$, $\sigma_H=330\text{MPa}$)	92.9%	92.6%	0.929	0.926
2	109372	104097	103663		95.2%	94.8%	0.952	0.948
3	93992	88716	88111		94.4%	93.7%	0.944	0.937
4	85064	88716	88111		104.3%	103.6%	1.043	1.036
5	86817	72999	72277		84.1%	83.3%	0.841	0.833
6	82567	72999	72277		88.4%	87.5%	0.884	0.875
7	60673	57619	56870		95.0%	93.7%	0.950	0.937
8	58495	57619	56870		98.5%	97.2%	0.985	0.972
9	51652	42126	41491		81.6%	80.3%	0.816	0.803
10	48683	42126	41491		86.5%	85.2%	0.865	0.852

Tab. 28: Vergleich zwischen Rechnung und Versuch für steigende Lastfolge (LoHi)

Nr.	Schwingspielzahl			Lastfolge	Diskrepanz		Diskrepanz	
	Exp.	Miner	Theil		Miner/ Exp.	Theil/ Exp.	Miner/ Exp.	Theil/ Exp.
1	40110	35166	32351	HiLo (R=0; $\sigma_L=280\text{MPa}$, $\sigma_H=330\text{MPa}$)	87.7%	80.7%	0.877	0.807
2	51563	57843	53227		112.2%	103.2%	1.122	1.032
3	38468	57843	53227		150.4%	138.4%	1.504	1.384
4	63145	79847	75442		126.5%	119.5%	1.265	1.195
5	40963	79847	75442		194.9%	184.2%	1.949	1.842
6	45853	103311	100345		225.3%	218.8%	2.253	2.188
7	40909	103311	100345		252.5%	245.3%	2.525	2.453
8	119697	124641	123660		104.1%	103.3%	1.041	1.033
9	102727	124641	123660		121.3%	120.4%	1.213	1.204

Tab. 29: Vergleich zwischen Rechnung und Versuch für fallende Lastfolge (HiLo)

Die experimentell ermittelten Lebensdauerergebnisse sind bei steigenden Lastfolgen höher und bei fallenden Lastfolgen kleiner als eins, siehe [Abb. 90](#).

Der Vergleich zwischen Versuch und Berechnung zeigt, dass steigende Lastfolgen rechnerisch mit beiden Methoden gut angenähert wurden, siehe [Tab. 28](#).

Fallende Lastfolgen hingegen liefern bei den beiden rechnerischen Methoden optimistischere Lebensdauerwerte als die Realität. Man kann auch in diesem Fall gut erkennen, dass die rechnerischen Ergebnisse nach Theil etwas besser ausfallen als jene nach Pålmgren-Miner, siehe [Tab. 29](#).

Die Belastungsgeschichte der einzelnen Proben kann dem Anhang [10.8.1](#) entnommen werden.

6.1.4. Versuch Nr.2 – Spannungsverhältnis R=0.15

Die geprüften Spannungsamplituden wurden bei einem Spannungsverhältnis von R=0,15 durchgeführt.

R=	0.15
σ_L [MPa]=	280.5
σ_H [MPa]=	340

Tab. 30: Spannungsamplituden bei R=0,15

Die Versuchsergebnisse [\[83\]](#) können dem Anhang [10.8.2](#) entnommen werden. [Abb. 91](#) zeigt die einzelnen Schadenspunkte in grafischer Darstellung. Man kann gut erkennen, dass alle Schädigungspunkte oberhalb der Pålmgren-Miner-Schadenslinie liegen. Das heißt, dass rechnerisch gesehen die lineare Schadensakkumulationshypothese zu konservativen Ergebnissen führt.

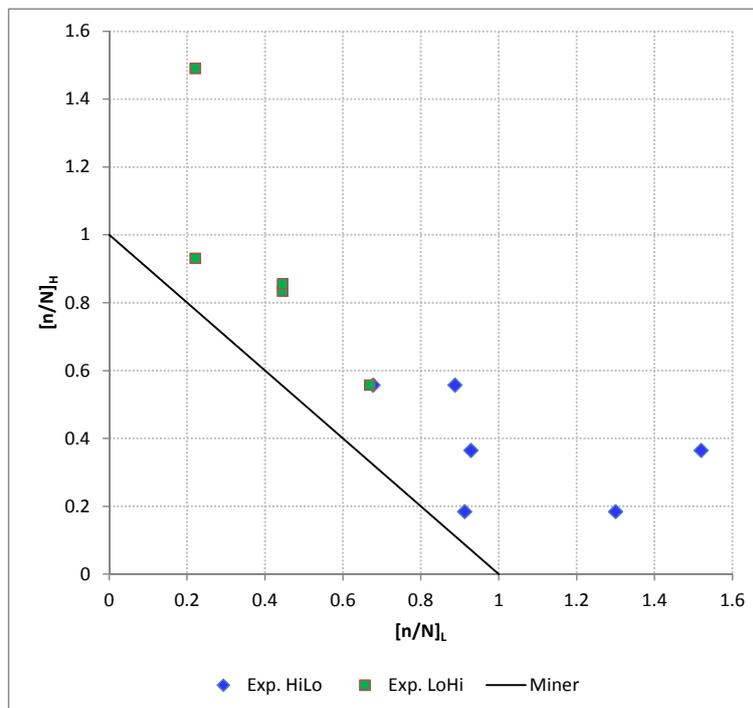


Abb. 91: Grafische Darstellung der Versuchsergebnisse nach [\[83\]](#).

In der [Tab. 31](#) sind die experimentell und rechnerisch ermittelten Schwingspiele sowie die Diskrepanzen zwischen Versuch und Berechnung für steigende Lastfolge (LoHi) dargestellt. Man kann auch in diesem Fall erkennen, dass die rechnerischen Ergebnisse nach beiden Methoden mit den experimentellen Ergebnissen ziemlich gut übereinstimmen.

Nr.	Schwingspielzahl			Lastfolge	Diskrepanz		Diskrepanz	
	Exp.	Miner	Theil		Miner/ Exp.	Theil/ Exp.	Miner/ Exp.	Theil/ Exp.
1	148512	140316	137971	LoHi (R=0.15; $\sigma_L=280.5\text{MPa}$, $\sigma_H=340\text{MPa}$)	94.5%	92.9%	0.945	0.929
2	178910	140316	137971		78.4%	77.1%	0.784	0.771
3	242663	227519	225117		93.8%	92.8%	0.938	0.928
4	243803	227519	225117		93.3%	92.3%	0.933	0.923
5	326989	314721	313029		96.2%	95.7%	0.962	0.957

Tab. 31: Vergleich zwischen Rechnung und Versuch für steigende Lastfolgen (LoHi)

[Tab. 32](#) zeigt die Ergebnisse für fallende Lastfolgen (HiLo), wobei rechnerisch nach beiden Methoden ziemlich konservative Ergebnisse ermittelt wurden.

Nr.	Schwingspielzahl			Lastfolge	Diskrepanz		Diskrepanz	
	Exp.	Miner	Theil		Miner/ Exp.	Theil/ Exp.	Miner/ Exp.	Theil/ Exp.
1	330981	226740	206498	HiLo (R=0.15; $\sigma_L=280.5\text{MPa}$, $\sigma_H=340\text{MPa}$)	68.5%	62.4%	0.685	0.624
2	424133	226740	206498		53.5%	48.7%	0.535	0.487
3	431843	301875	285842		69.9%	66.2%	0.699	0.662
4	693998	301875	285842		43.5%	41.2%	0.435	0.412
5	586640	371948	362866		63.4%	61.9%	0.634	0.619
6	414975	371948	362866		89.6%	87.4%	0.896	0.874

Tab. 32: Vergleich zwischen Rechnung und Versuch für fallende Lastfolge (HiLo)

Die Ergebnisse nach Pålmgren-Miner sind bei beiden Lastfolgen geringfügig besser als jene von Theil.

6.1.5. Versuch Nr.3 – Spannungsverhältnis R=0.3

Die geprüften Spannungsamplituden wurden in diesem Fall bei einem Spannungsverhältnis von R=0.3 durchgeführt, wobei die Spannungsamplituden reduziert wurden.

R=	0.3
σ_L [MPa]=	245
σ_H [MPa]=	280

Tab. 33: Spannungsamplituden bei R=0.3

Die Versuchsergebnisse [\[83\]](#) sind in [Abb. 92](#) grafisch dargestellt und im Anhang [10.8.3](#) zusammengefasst.

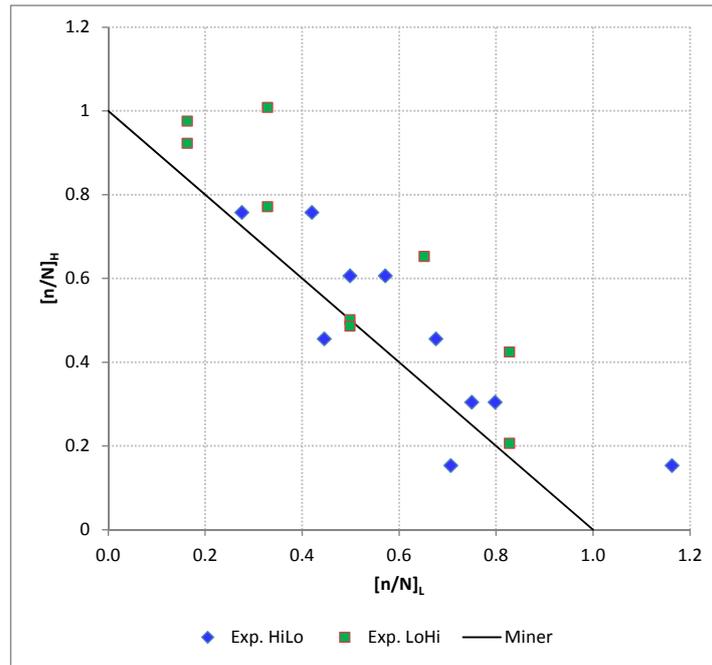


Abb. 92: Grafische Darstellung der Versuchsergebnisse nach [83]

Die erreichten Schädigungen der einzelnen Proben sind in diesem Versuch geringfügig größer als $D=1$. Die rechnerischen Ergebnisse nach der linearen Schadensakkumulationshypothese stimmen sowohl für steigende als auch fallende Lastfolgen ziemlich gut mit den Versuchsergebnissen überein.

Die maximal erreichten Schwingspiele sowie der Vergleich zwischen Rechnung und Versuch für steigende Lastfolgen sind in der Tab. 34 dargestellt. Die errechneten Ergebnisse stimmen auch in diesem Fall mit den Experimenten sehr gut überein. Die Ergebnisse nach Theil sind geringfügig besser als jene von Palmgren-Miner.

Nr.	Schwingspielzahl			Lastfolge	Diskrepanz		Diskrepanz	
	Exp.	Miner	Theil		Miner/ Exp.	Theil/ Exp.	Miner/ Exp.	Theil/ Exp.
1	22761200	21664646	21408747	LoHi ($R=0.3; \sigma_L=245\text{MPa}, \sigma_H=280\text{MPa}$)	95.2%	94.1%	0.952	0.941
2	22340059	21664646	21408747		97.0%	95.8%	0.970	0.958
3	38313553	35635736	35341852		93.0%	92.2%	0.930	0.922
4	36430341	35635736	35341852		97.8%	97.0%	0.978	0.970
5	49943480	49943480	49683731		100.0%	99.5%	1.000	0.995
6	49824289	49943480	49683731		100.2%	99.7%	1.002	0.997
7	65236047	62820449	62622542		96.3%	96.0%	0.963	0.960
8	79635575	77633172	77527938		97.5%	97.4%	0.975	0.974
9	77903338	77633172	77527938		99.7%	99.5%	0.997	0.995

Tab. 34: Vergleich zwischen Rechnung und Versuch für steigende Lastfolgen (LoHi)

Die experimentell und rechnerisch erreichten Schwingspiele für fallende Lastfolgen sind in der Tab. 35 gegenübergestellt. Die Ergebnisse nach Theil sind tendenziell etwas konservativer als jene von Palmgren-Miner.

Nr.	Schwingspielzahl			Lastfolge	Diskrepanz		Diskrepanz	
	Exp.	Miner	Theil		Miner/ Exp.	Theil/ Exp.	Miner/ Exp.	Theil/ Exp.
1	31437306	28397701	25181917	HiLo (R=0,3; $\sigma_L=245\text{MPa}$, $\sigma_H=280\text{MPa}$)	90.3%	80.1%	0.903	0.801
2	44701037	28397701	25181917		63.5%	56.3%	0.635	0.563
3	50777815	41106344	37723969		81.0%	74.3%	0.810	0.743
4	57501789	41106344	37723969		71.5%	65.6%	0.715	0.656
5	44696172	53814987	50857981		120.4%	113.8%	1.204	1.138
6	65881298	53814987	50857981		81.7%	77.2%	0.817	0.772
7	71497529	66523630	64342018		93.0%	90.0%	0.930	0.900
8	75918773	66523630	64342018		87.6%	84.8%	0.876	0.848
9	66336979	79232273	78053906		119.4%	117.7%	1.194	1.177
10	108338794	79232273	78053906		73.1%	72.0%	0.731	0.720

Tab. 35: Vergleich zwischen Rechnung und Versuch für fallende Lastfolge (HiLo)

6.1.6. Diskussion der Ergebnisse

Der Vergleich zwischen Versuch und Berechnung hat zu folgenden Erkenntnissen geführt:

- die rechnerischen Lebensdauerergebnisse stimmen bei steigenden Lastfolgen unabhängig von der gewählten Berechnungsmethodik mit den experimentellen Ergebnissen besser überein als bei fallenden Lastfolgen.
- die Abweichung zwischen Versuch und Berechnung hängt bei fallenden Lastfolgen nicht nur von der Höhe der aufeinanderfolgenden Spannungsamplituden sondern auch vom Spannungsverhältnis ab.
- ist die Beanspruchung rein schwelend R=0 (siehe Kap. 6.1.3) so stimmen die Berechnungsergebnisse nach der Methode von Theil etwas besser mit dem Experiment überein. Die abgeschätzte Lebensdauer nach Palmgren-Miner liegt im schlimmsten Fall um Faktor 2,660 höher als die gemessene. In diesem Fall liefert die Abschätzung nach Theil eine um Faktor 1,661 zu optimistische Lebensdauer, siehe Tab. 26. Sind die Überlastamplituden anstatt 400 MPa nur 340 MPa bei einer Erhöhung des Spannungsverhältnisses, so liegen die errechneten Lebensdauerwerte nach beiden Methoden näher aneinander, wobei die Ergebnisse von Theil auch hier etwas besser als jene von Palmgren-Miner sind, siehe Tab. 29.
- wird das Spannungsverhältnis von R=0 auf R=0,3 erhöht bei gleichzeitiger Verringerung der höheren Spannungsamplitude von 400 MPa auf 280 MPa (Kap. 6.1.5), so stimmen sowohl bei steigenden als auch bei fallenden Lastfolgen die rechnerischen Ergebnisse ziemlich gut mit der experimentellen überein, siehe Tab. 34 und Tab. 35.

6.2. Schweißbarer Feinkornbaustahl MSZ 500-BC-3 (S460MC)

Im Rahmen dieser Untersuchungen [84] wurden Dreistufenversuche an umlaufbiegebelasteten gekerbten Rundproben aus MSZ 500-BC-3 (S460MC) durchgeführt.

Die chemische Zusammensetzung sowie die mechanischen Eigenschaften des Werkstoffes können der Tab. 36 bzw. Tab. 37 entnommen werden.

Schweißbarer Feinkornbaustahl / Weldable fine-grained structural steel												
Chemische Zusammensetzung / Chemical Composition												
Werkstoffnummer / Material number		Bezeichnung / Designation		C	Si	Mn	P	S	Nb	V	Ti	Al _{total}
				[%]								
				max.								
1.0982	DIN EN 10149 -2	S460MC		0.12	0.50	1.60	0.025	0.015	0.09	0.20	0.15	0.015

Tab. 36: Chemische Zusammensetzung von S460MC nach DIN EN 10149-2.

Mechanische Eigenschaften / Mechanical properties						
Werkstoffnummer / Material number		Bezeichnung / Designation		RP _{0,2}	R _m	A
				[MPa]	[MPa]	[%]
				min.		min.
1.0982	DIN EN 10149 -2	S460MC		460	520 - 670	17

Tab. 37: Mechanische Eigenschaften von S460MC nach DIN EN 10149-2.

In der Tab. 38 können Informationen bezüglich Probenform, Belastung und Konstanten der Wöhlerlinie nach [84] entnommen werden.

Die Wöhlerliniengleichung wurde einfachlogarithmisch nach Wöhler definiert.

Probe	Werkstoff	Belastung	Kt	R	m	k
Rundprobe	S460MC	Umlaufbiegung	k.a.	-1	67.369	598

Tab. 38: Kenngrößen zu den Rundproben aus S460MC nach [84]

Die Spannungsamplituden der einzelnen Spannungsstufen sind in folgender Tabelle definiert.

R=	-1
σ_h [MPa]=	260
σ_r [MPa]=	240
σ_t [MPa]=	220

Tab. 39: Spannungsamplituden in den einzelnen Belastungsstufen nach [84]

Es wurden bei diesen Versuchen insgesamt sechs unterschiedliche Lastfolgen definiert, wobei jeweils drei Prüflinge getestet wurden. Die Schwingspielverhältnisse waren bei jedem Prüfling innerhalb einer Lastfolge unterschiedlich gewählt.

Die erste Lastfolge ($\sigma_h \rightarrow \sigma_r \rightarrow \sigma_t$) ist exemplarisch in der Tab. 40 dargestellt. Man kann erkennen, dass bei dieser Lastfolge drei Proben geprüft wurden und die Schwingspielverhältnisse (n/N) bei jeder Probe unterschiedlich definiert wurden. Die Belastungsgeschichten der Prüflinge können dem Anhang 10.9 entnommen werden.

Lastfolge: $\sigma_h \rightarrow \sigma_r \rightarrow \sigma_t$				
Probe Nr.1	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
σ_h [MPa]=	260	20805	104027	0.200
σ_r [MPa]=	240	41214	206071	0.200
σ_t [MPa]=	220	bis Schaden	408215	bis Schaden
Probe Nr.2	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
σ_h [MPa]=	260	41611	104027	0.400
σ_r [MPa]=	240	41214	206071	0.200
σ_t [MPa]=	220	bis Schaden	408215	bis Schaden
Probe Nr.3	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
σ_h [MPa]=	260	62416	104027	0.600
σ_r [MPa]=	240	41214	206071	0.200
σ_t [MPa]=	220	bis Schaden	408215	bis Schaden

Tab. 40: Definition der der einzelnen Beanspruchungsstufen bei der ersten Lastfolge nach [84]

Sowohl die experimentell als auch die rechnerisch ermittelten Schwingspiele sind in der [Tab. 41](#) zusammengefasst. Es wurden für die rechnerische Abschätzung der Lebensdauer mehrere Hypothesen herangezogen und untereinander verglichen.

Lastfolge	Schwingspielzahl	Exp.	Miner	Corten-Dolan	FWK	Theil
						s=1.1
σ_h - σ_r - σ_t	Probe Nr.1	224000	306949	105280	226240	301200
	Probe Nr.2	175000	246111	105000	178500	238200
	Probe Nr.3	147000	185273	104370	139650	178300
σ_t - σ_r - σ_h	Probe Nr.4	205000	185273	104550	202950	183400
	Probe Nr.5	274000	246111	104120	268520	244100
	Probe Nr.6	326000	306949	104320	326000	305500
σ_h - σ_t - σ_r	Probe Nr.7	189000	226091	103950	200340	224000
	Probe Nr.8	159000	205682	104940	181260	202700
	Probe Nr.9	155000	185273	103850	156550	181600
σ_r - σ_t - σ_h	Probe Nr.10	189000	185273	103950	198450	183400
	Probe Nr.11	216000	205682	103680	213840	204200
	Probe Nr.12	223000	226091	104810	227460	225100
σ_r - σ_h - σ_t	Probe Nr.13	247000	306949	103740	259350	301200
	Probe Nr.14	227000	266520	104420	242890	261100
	Probe Nr.15	206000	226091	105060	218360	222000
σ_t - σ_h - σ_r	Probe Nr.16	240000	226091	105600	228000	224000
	Probe Nr.17	302000	266520	105700	286900	263800
	Probe Nr.18	333000	306949	103230	329670	304000

Tab. 41: Gegenüberstellung der experimentell und rechnerisch ermittelten Schwingspiele.

[Tab. 42](#) zeigt die Abweichung zwischen Versuch und Berechnungen. Der komplette Berechnungsablauf kann für die Probe Nr.3 (Probe Nr.3) dem Anhang [10.9.2](#) entnommen werden.

Lastfolge	Diskrepanz				Diskrepanz				
	Nr.	Miner/ Exp	CD / Exp	FWK/ Exp	Theil/ Exp	Miner/ Exp	CD / Exp	FWK/ Exp	Theil/ Exp
oh-or-ot	Probe Nr.1	137.0%	47.0%	101.0%	134.5%	1.370	0.470	1.010	1.345
	Probe Nr.2	140.6%	60.0%	102.0%	136.1%	1.406	0.600	1.020	1.361
	Probe Nr.3	126.0%	71.0%	95.0%	121.3%	1.260	0.710	0.950	1.213
ot-or-oh	Probe Nr.4	90.4%	51.0%	99.0%	89.5%	0.904	0.510	0.990	0.895
	Probe Nr.5	89.8%	38.0%	98.0%	89.1%	0.898	0.380	0.980	0.891
	Probe Nr.6	94.2%	32.0%	100.0%	93.7%	0.942	0.320	1.000	0.937
oh-ot-or	Probe Nr.7	119.6%	55.0%	106.0%	118.5%	1.196	0.550	1.060	1.185
	Probe Nr.8	129.4%	66.0%	114.0%	127.5%	1.294	0.660	1.140	1.275
	Probe Nr.9	119.5%	67.0%	101.0%	117.2%	1.195	0.670	1.010	1.172
or-ot-oh	Probe Nr.10	98.0%	55.0%	105.0%	97.0%	0.980	0.550	1.050	0.970
	Probe Nr.11	95.2%	48.0%	99.0%	94.5%	0.952	0.480	0.990	0.945
	Probe Nr.12	101.4%	47.0%	102.0%	100.9%	1.014	0.470	1.020	1.009
or-oh-ot	Probe Nr.13	124.3%	42.0%	105.0%	121.9%	1.243	0.420	1.050	1.219
	Probe Nr.14	117.4%	46.0%	107.0%	115.0%	1.174	0.460	1.070	1.150
	Probe Nr.15	109.8%	51.0%	106.0%	107.8%	1.098	0.510	1.060	1.078
ot-oh-or	Probe Nr.16	94.2%	44.0%	95.0%	93.3%	0.942	0.440	0.950	0.933
	Probe Nr.17	88.3%	35.0%	95.0%	87.4%	0.883	0.350	0.950	0.874
	Probe Nr.18	92.2%	31.0%	99.0%	91.3%	0.922	0.310	0.990	0.913

Tab. 42: Vergleich zwischen Versuch und Berechnung

6.2.1. Diskussion der Ergebnisse

Der Vergleich zwischen Versuch und Berechnung hat zu folgenden Erkenntnissen geführt:

- die Ergebnisse nach Schott (FWK) stimmen am besten mit den Experimenten überein. Für die Anwendung der Methodik muss allerdings ein beträchtlicher experimenteller Zusatzaufwand getrieben werden um zusätzlich zu der Wöhlerlinie, steigende und fallende Ermüdungsfunktionen definieren zu können.
- die Ergebnisse nach Corten-Dolan fallen am konservativsten aus. Diese Methodik kommt oft bei sicherheitsgefährdeten Bauteilen zum Einsatz.
- die Treffsicherheit der Methoden nach Pålmgren-Miner und nach Theil sind von den definierten Lastfolgen abhängig. Bei steigenden Lastfolgen kann man zwischen Versuch und Berechnung allgemein eine gute Übereinstimmung erkennen. Bei fallenden Lastfolgen fallen die Ergebnisse bei beiden Methoden zu optimistisch aus.
- der Unterschied zwischen Pålmgren-Miner und Theil ist sowohl bei fallender als auch bei steigender Lastfolge gering. Diese ist offensichtlich mit der Höhe der Überlasten zu erklären. Liegt die höchste Laststufe (Überlastblock) in der Nähe der Streckgrenze, so stimmen die Rechnungen nach Theil besser mit den Experimenten überein. Bei dieser Versuchsreihe betragen Spannungsamplituden in der höchsten Spannungsstufe lediglich 260 MPa. Der Wert liegt bei dem ausgewählten Werkstoff in etwa in der Höhe der sogenannten "Dauerfestigkeit".

6.3. Schweißbarer Feinkornbaustahl HB60-3(St440)

Im Rahmen dieser Untersuchungen wurden Vierstufenversuche [85] an scharf gekerbten Flachproben aus schweißbarem Feinkornbaustahl durchgeführt. Die Geometrie der Probe ist in der Abb. 93 dargestellt.

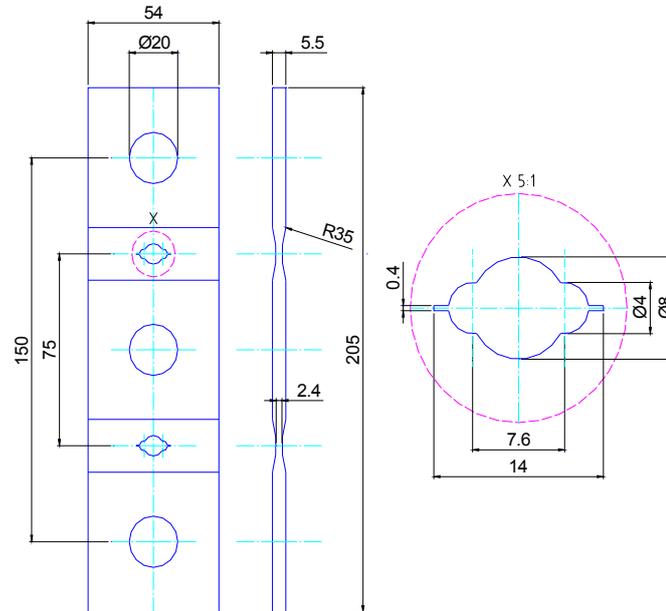


Abb. 93: Geometrie der Flachprobe nach [85]

Die chemische Zusammensetzung des Werkstoffes kann der Tab. 43 entnommen werden.

Schweißbarer Feinkornbaustahl - Weldable fine- grained structural steel TGL - 22426														
Chemische Zusammensetzung / Chemical Composition														
Werkstoff / Material	Vergleichbare Stahlqualität	C	Si	Mn	P	S	Al	Nb	V	Ti	N	Ni	Nb+V	C _A
		[%]												
		max.						min.	max.					
HB60 -3	St440	0.18	0.6	1.7	0.035	0.035	0.02	0.05	0.16	0.20	0.02	0.3	0.20	0.46

Tab. 43: Chemische Zusammensetzung von HB60-3 nach TGL-22426

Die mechanischen Eigenschaften des Werkstoffes sind in der Tab. 44 dargestellt.

Mechanische Eigenschaften / Mechanical properties					
Werkstoff / Material	Vergleichbare Stahlqualität	Re	Rm	A ₅	
		[MPa]	[MPa]	l	q
		bis 16mm	bis 70mm		
HB60 -3	St440	440	560 - 730	20	18

Tab. 44: Mechanische Eigenschaften von HB60-3 nach TGL-22426

Daten bezüglich Probenform, Belastungsart, Mittelspannung sowie Konstanten der Wöhlerlinie wurden von [42] übernommen.

Die Wöhlerliniengleichung wurde im doppellogarithmischen Netz nach Basquin definiert.

Probe	Werkstoff	Belastung	Kt	σ_m	m	k
Flachprobe	St440	Zugschwellend	7.8	238.8	9.6	4.25E+29

Tab. 45: Kenngrößen zu den Flachproben aus St440 nach [85]

Die Proben wurden zugschwellend bei einer Mittelspannung von 238,8 MPa beansprucht. Die Spannungsamplituden der einzelnen Spannungsstufen und die Mittelspannung sind in der [Tab. 46](#) definiert. Die angegebenen Spannungswerte σ_{oi} sind Oberspannungen. Sie beinhalten bereits die Mittelspannung σ_m .

σ_m [MPa]=	238.8
σ_{o1} [MPa]=	424.6
σ_{o2} [MPa]=	398
σ_{o3} [MPa]=	371.8
σ_{o4} [MPa]=	345

Tab. 46: Spannungsamplituden der einzelnen Belastungsstufen nach [85]

Es wurden insgesamt acht unterschiedliche Blockprogramme mit jeweils unterschiedlichen Lastfolgen oder/ und Schwingspielverhältnissen in den einzelnen Stufen definiert. Das erste Blockprogramm ist in der [Tab. 47](#) dargestellt. Die Belastungsgeschichten der anderen Blockprogramme können dem Anhang [10.10.1](#) entnommen werden.

Block Nr.1	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
σ_{o1} [MPa]=	424.6	8000	23700	0.338
σ_{o3} [MPa]=	371.8	15700	84908	0.185
σ_{o2} [MPa]=	398	8000	44132	0.181
σ_{o4} [MPa]=	345	bis Schaden	174251	bis Schaden

Tab. 47: Blockprogramm Nr. 1

Die experimentell erreichten Schwingspiele mit einer 50% Bruchwahrscheinlichkeit sowie die errechneten Schwingspiele nach verschiedenen Methoden sind in der [Tab. 48](#) dargestellt. Der Berechnungsablauf wurde nach dem Schema aus dem [Kap. 5.2](#) durchgeführt. Im Anhang [10.10.2](#) wurden lediglich die grafischen Ergebnisse von zwei unterschiedlichen Proben dargestellt.

Block Nr.	Exp.	Miner	Δ_k	FWK	Theil
	$P_B=50\%$				$s=1.1$
Block Nr.1	160000	83378	85020	123000	77680
Block Nr.2	73200	72300	72075	74300	72170
Block Nr.3	114330	110374	109465	112730	112800
Block Nr.4	144700	83378	85020	115700	77680
Block Nr.5	87500	57972	58745	93700	53130
Block Nr.6	87700	57972	60444	100700	46320
Block Nr.7	106300	98845	97948	102900	84590
Block Nr.8	123000	92302	93365	115000	93400

Tab. 48: Gegenüberstellung der experimentell und rechnerisch erreichten Schwingspiele.

Tab. 49 zeigt die Abweichung zwischen Versuch und Berechnung für jede einzelne Methode.

Block Nr.	Diskrepanz				Diskrepanz			
	Miner/ Exp	Δ_k / Exp	FWK/ Exp	Theil/ Exp	Miner/ Exp	Δ_k / Exp	FWK/ Exp	Theil/ Exp
Block Nr.1	52.1%	53.1%	76.9%	48.6%	0.521	0.531	0.769	0.486
Block Nr.2	98.8%	98.5%	101.5%	98.6%	0.988	0.985	1.015	0.986
Block Nr.3	96.5%	95.7%	98.6%	98.7%	0.965	0.957	0.986	0.987
Block Nr.4	57.6%	58.8%	80.0%	53.7%	0.576	0.588	0.800	0.537
Block Nr.5	66.3%	67.1%	107.1%	60.7%	0.663	0.671	1.071	0.607
Block Nr.6	66.1%	68.9%	114.8%	52.8%	0.661	0.689	1.148	0.528
Block Nr.7	93.0%	92.1%	96.8%	79.6%	0.930	0.921	0.968	0.796
Block Nr.8	75.0%	75.9%	93.5%	75.9%	0.750	0.759	0.935	0.759

Tab. 49: Vergleich zwischen Versuch und Berechnung.

6.3.1. Diskussion der Ergebnisse

Der Vergleich zwischen Versuch und Berechnung hat zu folgenden Erkenntnissen geführt:

- Während der Schwingbelastung dominiert bei dieser Probengeometrie bis zu 95% die Rißausbreitungsphase [42]. Die Methode nach Theil liefert bei dieser Versuchsreihe die konservativsten Ergebnisse.
- Die höchsten Diskrepanzen zwischen Versuch und Berechnung nach Theil konnten bei den Blöcken Nr.1, Nr.4, Nr.5 und Nr.6 festgestellt werden. Es ist zu bemerken, dass in diesen Blöcken fallende Lastfolgen definiert wurden.

6.4. Nichtrostender austenitischer Stahl X5CrNi18-10 (A2-70)

In diesem letzten Beispiel wurden für die Validierung der Berechnungsmethodik Untersuchungen [87] an Schraubverbindungen (M6x40) aus X5CrNi18-10 herangezogen. Die chemische Zusammensetzung sowie die mechanischen Eigenschaften des Werkstoffes sind in den folgenden beiden Tabellen dargestellt.

Nichtrostender austenitischer Chrom - Nickel - Stahl / Austenitic stainless steel EN10088 - 3											
Chemische Zusammensetzung / Chemical Composition											
Werkstoffnummer Material number	Bezeichnung Designation	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Andere / other	
		[%]									
max.											
1.4301	X5CrNi18 - 10	A2 - 70*	0.07	1	2	0.045	0.03	17.0 - 19.5	-	8.0 - 10.5	0.11

Tab. 50: Chemische Zusammensetzung von X5CrNi18-10 nach EN10088

Mechanische Eigenschaften / Mechanical properties					
Werkstoffnummer Material number	Bezeichnung Designation	Rp0,2	Rm	A5	
		[MPa]	[MPa]	[%]	
		min.	min.	min.	
1.4301	X5CrNi18 - 10	A2 - 70*	450	700	0.4d

Tab. 51: Mechanische Eigenschaften von X5CrNi18-10 nach EN10088

In der Tab. 52 sind Probenform, Belastungsart, Mittelspannung sowie Konstanten der Wöhlerlinie definiert. Die Wöhlerlinie wurde in [42] im doppellogarithmischen Netz nach Basquin angegeben.

Probe	Werkstoff	Belastung	Kt	σ_m	m	k
Schraubverbindung M6x40	X5CrNi18 - 10	Zugschwellend	k.a.	341.5	3.516	8.96E+11

Tab. 52: Kenngrößen zu den Prüflingen nach [42]

Im Rahmen dieser Versuche wurden insgesamt acht Blockprogramme geprüft. In der Hälfte der Blöcke wurden steigende und in der anderen Hälfte fallende Lastfolgen definiert. Die Versuchsergebnisse können dem Anhang 10.13.1 entnommen werden.

Die experimentell erreichten Schwingspiele mit $P_B=50\%$ sowie die errechneten Schwingspiele nach Palmgren-Miner und Theil sind in der Tab. 53 und Tab. 54. zusammengefasst.

Lastfolge	Block Nr.	$[n/N]_1$	$[n/N]_2$	Block Nr.	Exp.	Miner	Theil
			$P_B=50\%$		$P_B=50\%$		s=1.1
LoHi	Block Nr.1	0.1	0.825	Block Nr.1	93364	96957	91312
	Block Nr.2	0.2	0.7562	Block Nr.2	143906	146005	138301
	Block Nr.3	0.3	0.6979	Block Nr.3	194952	195052	186826
	Block Nr.4	0.6	0.6708	Block Nr.4	355168	342194	336114

Tab. 53: Gegenüberstellung der experimentell und rechnerisch erreichten Schwingspiele für steigende Lastfolgen.

Lastfolge	Block Nr.	[n/N] ₁	[n/N] ₂	>>	Block Nr.	Exp.	Miner	Theil
			P _B =50%			P _B =50%		s=1.1
HiLo	Block Nr.1	0.1	0.8892		Block Nr.1	483522	489337	460511
	Block Nr.2	0.2	0.6363		Block Nr.2	352156	440289	386801
	Block Nr.3	0.3	0.6818		Block Nr.3	381443	391242	318222
	Block Nr.4	0.6	0.2635		Block Nr.4	170610	244100	154231

Tab. 54: Gegenüberstellung der experimentell und rechnerisch erreichten Schwingspiele für fallende Lastfolgen.

Tab. 55 zeigt die Abweichung zwischen Versuch und Berechnung für steigende Lastfolgen.

Lastfolge	Block Nr.	Diskrepanz		Diskrepanz	
		Miner/ Exp	Theil/ Exp	Miner/ Exp	Theil/ Exp
LoHi	Block Nr.1	103.85%	97.80%	1.038	0.978
	Block Nr.2	101.46%	96.10%	1.015	0.961
	Block Nr.3	100.05%	95.83%	1.001	0.958
	Block Nr.4	96.35%	94.64%	0.963	0.946

Tab. 55: Vergleich zwischen Versuch und Berechnung.

Tab. 56 zeigt die Abweichung zwischen Versuch und Berechnung für fallende Lastfolgen.

Lastfolge	Block Nr.	Diskrepanz		Diskrepanz	
		Miner/ Exp	Theil/ Exp	Miner/ Exp	Theil/ Exp
HiLo	Block Nr.1	101.20%	95.24%	1.012	0.952
	Block Nr.2	125.03%	109.84%	1.250	1.098
	Block Nr.3	102.57%	83.43%	1.026	0.834
	Block Nr.4	143.07%	90.40%	1.431	0.904

Tab. 56: Vergleich zwischen Versuch und Berechnung.

Anhang 10.13.2 zeigt das grafische Ergebnis für den Block Nr.1.

6.4.1. Diskussion der Ergebnisse

Der Vergleich zwischen Versuch und Berechnung hat zu folgenden Erkenntnissen geführt:

- die rechnerische Lebensdauerabschätzung nach Theil stimmt mit den experimentellen Ergebnissen sowohl bei steigenden als auch bei fallenden Lastfolgen sehr gut überein. Die Ergebnisse nach Pålmgren-Miner liefern bei steigenden als Lastfolgen geringfügig optimistischere Lebensdauerwerte als die Realität.
- Die Rechnung nach Pålmgren-Miner stimmt bei fallender Lastfolge mit dem Versuch nicht überein und liefert zu optimistische Ergebnisse.
- Die Abweichungen zwischen den rechnerischen Methoden nach Pålmgren-Miner und Theil reichen von 0,2% bis 5,24% für steigende und von 6,29% bis 58,76% für fallende Lastfolgen.

7. Zusammenfassung und Ausblick

Ziel der vorliegenden Arbeit ist zum einen die Untersuchung des Überlastverhaltens an einem Feinkornbaustahl der Qualität S500MC auf die Langzeitfestigkeit und zum anderen die Entwicklung und Validierung einer ingenieurmäßig anwendbaren Methodik zur rechnerischen Abschätzung der Lebensdauer unter Berücksichtigung von Überlasten.

Thermo-mechanisch gewalzte Feinkornbaustähle haben sich aufgrund der guten Eigenschaften bezüglich Kaltumformbarkeit, Schweißbarkeit sowie Festigkeit als bevorzugter Stahlleichtbauwerkstoff bei den europäischen Nutzfahrzeugherstellern etabliert.

Die Entwicklung tragender Strukturbauteile insbesondere im Spezialfahrzeugbau setzt zum einen umfangreiche Kenntnisse über das Überlastverhalten der verwendeten Werkstoffe und zum anderen adäquate Berechnungsmethoden zur Abschätzung der Lebensdauer unter Berücksichtigung von Überlasten voraus.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden folgende drei Schwerpunkte behandelt:

- a) Ermittlung einer Referenz-Wöhlerlinie und Untersuchung des Einflusses der Kantenbearbeitungszustände auf die Lebensdauer.
- b) Untersuchung des Einflusses der Überlasten auf die Langzeitfestigkeit.
- c) Entwicklung und Validierung einer vereinfachten Berechnungsmethodik für die Abschätzung der Lebensdauer unter Berücksichtigung von Überlasten.

a) Als erstes wurden Voruntersuchungen an nicht gekerbten und nicht nachbearbeiteten Flachproben durchgeführt. Die Proben wurden durch Wasserstrahlschneiden aus 8mm dicken Stahlblechplatten aus S500MC gefertigt. Ziel dieser ersten Versuchsreihe war die Ermittlung einer Wöhlerlinie, die bei den nachfolgenden Blockversuchen als Schwingfestigkeitsreferenz verwendet werden kann. Folgende Kenngrößen wurden ermittelt:

- Bei $1E7$ Lastwechsel konnte eine Spannungsamplitude von 239 N/mm^2 mit $R=-1$ und einer 50%igen Überlebenswahrscheinlichkeit ermittelt werden.
- Die Streuspanne im Zeitfestigkeitsbereich beträgt $T_N=1:4,16$ bzw. $T_S=1:1,07$.
- Im Zeitfestigkeitsbereich ist eine Wöhlerlinienneigung von $k=10$ anwendbar für wasserstrahlgeschnittene Fläche ohne Nachbearbeitung der Schnittkanten.

Im Weiteren wurden Schwingfestigkeitsversuche durchgeführt um den Einfluss von Kantenbearbeitungszuständen auf die Lebensdauer zu untersuchen.

Generell konnte man feststellen, dass unabhängig von der Nachbearbeitungsmethode die Lebensdauer der Flachproben gegenüber den nicht nachgebearbeiteten Proben um Faktor drei gesteigert wurde.

Die Risse wurden jedoch nicht bei allen Proben wie erwartet in den Flanken eingeleitet. Die Eigenspannungsmessungen an der Oberfläche haben gezeigt, dass diese auf die Verschiebung der Rissinitiierungsstellen vermutlich keinen Einfluss haben.

Eine minimale Abweichung von der Geradheit der Flachproben konnte sowohl bei den ungeprüften als auch bei den geprüften Proben messtechnisch nachgewiesen werden. Zusätzlich zu dieser Abweichung führen die Einspanntoleranzen der Prüfvorrichtung sowie die hohen Drucküberlastanteile zu geringfügigen Biegespannungsanteilen die jedoch über die Gesamtlebensdauer betrachtet, die Risseinleitung in den Flachproben wesentlich beeinflussen können.

Begleitende FE-Analysen ermöglichten eine spannungsbasierte Interpretation des Einflusses der Vorverformung auf die meistgeschädigte Zone.

Die Erkenntnisse zeigen, dass gerade bei hochbelasteten Strukturbauteilen die Nachbearbeitung der Schnittkanten aus der Sicht der Lebensdauer sinnvoll und notwendig ist.

b) Der zweite Schwerpunkt der Arbeit war die Definition und die Durchführung von Überlastversuchen und die Untersuchung des Einflusses von Überlasten auf die Langzeitfestigkeit. Im Rahmen dieser Versuchsreihe wurden mehrere Prüfprogramme definiert. Die experimentellen Block-Last-Untersuchungen haben gezeigt, dass es teilweise während bzw. kurz nach dem Überlastblock zum Versagen der Probe kommt.

Im Rahmen der Prüfprogramme wurde zusätzlich ein optisches Meßsystem installiert um die Rissinitiierungsphasen ermitteln zu können.

Die Versuche mit 1000 Schwingspielen in der Grundlast zeigten einzig einen deutlichen Einfluss auf die Schwingfestigkeit, wobei es durch die zugschwellende Überlast zu statischen Anrissen kam und somit keine schwingbeanspruchte Rissinitiierung zu erkennen war. Eine Modifikation der Kante durch eine Fase ($2 \times 45^\circ$) bzw. durch einen Radius ($R=5$) hat eine Verbesserung des Lebensdauerverhaltens gezeigt. Das Anrissverhalten der Prüflinge konnte damit aber nicht wesentlich beeinflusst werden.

c) Der dritte Schwerpunkt der Arbeit lag in der Entwicklung und Validierung einer Methodik für die rechnerische Abschätzung der Lebensdauer überbeanspruchter Bauteile aus Stählen. Diese Versuche wurden sowohl an nicht gekerbten als auch an gekerbten Flach- bzw. Rundproben aus Feinkornbaustahl aber auch aus diversen Aluminiumlegierungen durchgeführt.

Bei der Entwicklung der Methodik standen folgende Überlegungen im Vordergrund:

1. Schnelle und unkomplizierte Anwendbarkeit in der alltäglichen Ingenieurpraxis.
2. Gute Übereinstimmung im Vergleich zu den Testergebnissen.
3. Möglichkeit zur Berücksichtigung von Überlasten und Reihenfolgeeffekten.
4. Keine oder wenige zusätzliche Materialparameter.
5. Allgemeingültigkeit zumindest bei den metallischen Werkstoffen.

Für die Durchführung einer Lebensdauerabschätzung mit der vorgeschlagenen Methodik kommt lediglich eine Werkstoff- oder Bauteilwöhlerlinie zur Verwendung. Zusätzliche Materialparameter werden nicht benötigt. Im Koordinatensystem der einstufigen Referenzwöhlerlinie werden sogenannte Schädigungsfortschrittskurven für jede einzelne Spannungsamplitude über die Schwingspielzahl aufgetragen. Der Schnittpunkt einer solchen Schädigungsfortschrittskurve mit der Wöhlerlinie stellt den Schadenseintrittspunkt der Probe dar. Bei der Entwicklung der Methodik hat sich herausgestellt, dass die beste Übereinstimmung zwischen Versuch und Berechnung durch einfache lineare Ansätze der Schädigungsfortschrittskurven erzielt werden konnte. Es wurden für die Validierung der Berechnungsmethodik zusätzlich zu den eigenen Überlastversuchen weitere Versuchsergebnisse von anderen Autoren herangezogen. Insgesamt wurden 127 Prüflinge mit unterschiedlicher Geometrie, Material und Belastung ausgewertet.

Die rechnerischen Ergebnisse nach der vorgeschlagenen Methodik wurden abschließend mit experimentellen Ergebnissen, sowie mit rechnerischen Ergebnissen nach anderen Hypothesen wie Palmgren-Miner, Corten-Dolan, FWK und dem Rissfortschritt-konzept verglichen.

Die Gegenüberstellung aller Ergebnisse zeigt dass die Methoden nach Palmgreen-Miner und die entwickelten Methodik nach Theil bei Spannungsamplituden kleiner gleich der halben Streckgrenze quasi identische Lebensdauerergebnisse liefern.

Die lineare Schadensakkumulationshypothese trifft also bei niedrigen Beanspruchungen gut zu und die rechnerischen Ergebnisse stimmen in diesem Bereich nach beiden Methoden mit den experimentellen Ergebnissen gut überein. Bei steigenden Lastfolgen (LoHi) kann man ähnliches Verhalten beobachten.

Die Ergebnisse nach Palmgren-Miner und Theil stimmen somit mit den Versuchsergebnissen gut überein, wobei die Ergebnisse nach Theil um etwa 5% konservativer sind.

Werden jedoch zuerst Überlastblöcke mit hohen Spannungsamplituden eingestreut und dann niedrigere Spannungsstufen, also fallende Lastfolgen (HiLo) definiert, so können abhängig von der Höhe der Überlastblöcke die rechnerischen Ergebnisse nach Palmgren-Miner und Theil relativ weit auseinander liegen. In diesem Fall liefert Palmgren-Miner zu optimistische Ergebnisse.

Für dieses Verhalten konnte folgende Erklärung gefunden werden: die lineare Schadensakkumulationshypothese nach Palmgren-Miner setzt nämlich einen linearen Verlauf der Wöhlerlinie voraus, was in der Realität nicht der Fall ist. Dieses Verhalten wurde im [Kap. 5.4.1](#) veranschaulicht und anhand eines Beispiels nachgewiesen. Die meisten Wöhlerlinien haben im höheren Schwingungsbereich ($>1 \cdot E5$) nahezu einen linearen Verlauf, der jedoch bei höheren Spannungsamplituden aufgrund des elatoplastischen Materialverhaltens nichtlinear wird. Das führt dazu, dass die Rechnung nach Palmgren-Miner bei niedrigen Spannungsamplituden gut zutrifft. Überlasten und fallende Lastfolgen können jedoch mit der Methodik nicht zufriedenstellend erfasst werden.

Die rechnerischen Ergebnisse nach Theil stimmen bei den untersuchten HiLo - Versuchen besser mit den experimentellen Ergebnissen überein, wobei in einigen Fällen die Rechnung auch etwas zu optimistische Ergebnisse geliefert hat.

Die Folgewöhlerkurve nach Schott liefert bei fallenden Lastfolgen die besten Ergebnisse. Die praktische Anwendung dieser Methodik, ist jedoch im Ingenieuralltag etwas umständlich, denn die Durchführung der Lebensdauerabschätzung setzt zusätzlich zu der Wöhlerlinie, die Kenntnis über materialspezifische Ermüdungsfunktionen voraus.

Die Methodik nach Theil liefert abhängig vom Sicherheitsbeiwert s unterschiedliche Ergebnisse. Bei einem Sicherheitsbeiwert von $s=1,1$ fallen die Ergebnisse vergleichsweise konservativ aus aber ermöglichen eine rasche Abschätzung der Betriebslebensdauer für variable Beanspruchungen geführt.

Zusammenfassend kann in der vorliegenden Arbeit gezeigt werden, dass die Nachbearbeitung der beanspruchten Kannten einen wesentlichen Einfluss auf die Lebensdauer hat. Die Auswahl einer geeigneten Nachbearbeitungsmethodik kann zu einer technisch günstigen und wirtschaftlichen Fertigung bei einer gleichzeitigen Verbesserung der Bauteillebensdauer führen. Eindeutige Überlasteffekte konnten lediglich mit den sehr hohen einzelnen quasistatisch eingestreuten Überlastamplituden erzielt werden.

Durch den Vergleich unterschiedlicher Versuchsergebnisse mit rechnerischen Lebensdauerabschätzungen nach unterschiedlichen Hypothesen kann allgemein festgelegt werden, dass Überlastblöcke die Langzeitfestigkeit beeinflussen, denn steigende Lastfolgen (LoHi) sind weniger kritisch als fallende Lastfolgen (HiLo).

Durch die Validierung der vorgestellten Berechnungsmethodik nach Theil konnte gezeigt werden, dass rechnerisch mit vergleichbar weniger Kosten- und Zeitaufwand Überlasten

effektiv abgeschätzt werden können als mit den herkömmlichen Hypothesen. Die Methodik hat eine gute Übereinstimmung mit den Experimenten gezeigt im zeitfesten Bereich, das heißt zwischen E4 und 2E6 Schwingspielen.

Der Vorteil der Methodik liegt darin, dass für die Durchführung einer Lebensdauerabschätzung lediglich eine Werkstoff- oder Bauteil-Wöhlerlinie und keine zusätzlichen Materialparameter oder Ermüdungsfunktionen benötigt wird. Die Methodik ist sehr einfach in der Anwendung und kann unterstützend im Entwicklungsprozess implementiert werden.

Die vorgestellte Methodik ist linear und Interaktionseffekte werden dadurch nicht im vollen Ausmaß mitberücksichtigt. Somit können einzelne Überlastamplituden rechnerisch nicht erfasst werden. Eine Weiterentwicklung der Methodik in Hinblick auf die Interaktionseffekte kann durch Einführung von nichtlinearen Schädigungsfortschrittskurven zur wesentlichen Verbesserung der Treffsicherheit rechnerische Lebensdauerergebnisse führen und ist als Ausblick der Forschungstätigkeit anzuführen.

8. Veröffentlichungen

- (1) Theil N., Strohhäussl B., Winter G., Eichlseder W.: “Einfluss des Kantenbearbeitungszustands von Flachproben auf die Lebensdauer.“, in Werkstoffprüfung 2014, Fortschritte in der Werkstoffprüfung für Forschung und Praxis, DVM, Berlin, 04.12.2014.
- (2) Theil N.: “Fatigue life prediction method for the practical engineering use taking in account the effect of the overload blocks.”, International Journal of Fatigue 90 (2016), 23-35, doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2016.04.006>

9. Literaturverzeichnis

- [1] Schuetz W.: "Zur Geschichte der Schwingfestigkeit", Mat.-wiss. Werkstofftech.24, S.203-232.
- [2] Pålmgren A.: "Die Lebensdauer von Kugellagern.", Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure (VDI) , Vol. 68, No.14, 1924, S. 339 - 341.
- [3] Miner M. A.: "Cumulative Damage in Fatigue.", Journal of Applied Mechanics, Vol. 67, 1945, A159-A164.
- [4] DIN EN 10025-3: " Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen - Teil 3: Technische Lieferbedingungen für normalgeglühte/normalisierend gewalzte schweißgeeignete Feinkornbaustähle.", 2005.
- [5] Müller M.: " Werkstoff-, Geometrie- und Reihenfolgeeinflüsse auf die Lebensdauer unter Betriebslasten.", Dissertation, TU Dresden, 2003, online verfügbar unter <http://d-nb.info/968030807/about/html>.
- [6] DIN 50 100: " Werkstoffprüfung, Dauerschwingversuch, Begriffe, Zeichen, Durchführung, Auswertung.", 1978 – 02.
- [7] ISO 1099: "Metallic materials, fatigue testing, axial force-controlled method.", 2006.
- [8] Sperle J.O.: "Influence of Parent Metal Strength on the Fatigue Strength of Parent Material with Machined and Thermally Cut Edges.", In: Weld World 52 (7-8), S. 79-92. DOI: 10.1007/BF03266656,2008.
- [9] Sperle J.O., Olsson K.: "High Strength and Ultra High Strength Steels for Weight Reduction in Structural and Safety Related Applications.", In: Dieter Roller (Hg.): 29th International Symposium on Automotive Technology and Automation, Florence, Italy, 3rd - 6th June 1996; the largest European automotive forum with international participation. ISATA. Croydon: Automotive Automation Ltd.,1996.
- [10] Remes H., Korhonen E., Lehto P., Romanoff J., Niemelä A., Hiltunen P., Kontkanen T.: "Influence of surface integrity on the fatigue strength of high-strength steels.", In: Journal of Constructional Steel Research 89, S. 21-29,2013.
- [11] Ummenhofer T., Spannaus M., Steidl G., Hölbling W., Di Rosa V.: Die Anwendung hochfester Feinkornbaustähle im konstruktiven Ingenieurbau. In: Stahlbau 82 (4), S. 236-245. DOI: 10.1002/stab.201310041, 2013.
- [12] Läßle V.: " Einführung in die Festigkeitslehre. Lehr und Übungsbuch.", 2., verbesserte und erweiterte Auflage, Vieweg+ Teubner Verlag, 2008, ISBN: 978-3-8348-0426-6.
- [13] Buxbaum O.: "Zur analytischen Behandlung von Last-Zeit-Funktionen aus der Sicht der Betriebsfestigkeit.", Bericht Nr.TB-80 - Gegenwärtiger Stand und künftige Ziele der Betriebsfestigkeits - Forschung, Fraunhofer - Gesellschaft Darmstadt, 1968.
- [14] Haibach E.: " Betriebsfestigkeit - Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung.", 3., korrigierte und ergänzte Auflage, Springer Verlag, Berlin, 2006, ISBN: 10 3-540-29363-9.
- [15] Buxbaum O.: " Betriebsfestigkeit." 2., erweiterte Auflage, Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1992, ISBN:3-514-00437-4.
- [16] Radaj D.: "Ermüdungsfestigkeit. Grundlagen für Leichtbau, Maschinen- und Stahlbau.", 2., Auflage, Springer Verlag, 2003, ISBN 3-540-44063-1.
- [17] Radaj D., Vormwald M.: "Ermüdungsfestigkeit. Grundlagen Ingenieure.", 3., Auflage, Springer Verlag, 2007, ISBN 978-3-540-71458-3.
- [18] Grote K.-H., Feldhusen J.: "DUBBEL. Taschenbuch für den Maschinenbau.", 22. Auflage, Springer Verlag, 2007, ISBN 978-3-540-49714-1.
- [19] Sonsino C.M.: " Principles of Variable Amplitude Fatigue Design and testing.", in Peter C. McKeighan und Narayanaswami Ranganathan (Hg.): Fatigue testing and analysis under variable amplitude loading conditions: ASTM International (ASTM STP), S. 3–23, 2005, ISBN 0-8031-3479-7.
- [20] Sonsino C.M.: " Course of SN-curves especially in the high-cycle fatigue regime with regard to component design and safety, International Journal of Fatigue 29 (12), S. 2246–2258. DOI:10.1016/j.ijfatigue.2006.11.015.

- [21] Sonsino C.M., Kaufmann H., Müller F., Berghöfer U.: „Schwingfestigkeit von hochfesten Feinkornbaustählen im brenngeschnittenen Zustand.“, Forschungsbericht. Düsseldorf (Projekt / Studiengesellschaft Stahlanwendung e.V., Düsseldorf, P 1, 1992.
- [22] Sonsino C. M., Kaufmann H., Wagener R., Fischer C., Eufinger J.: “Interpretation of Overload Effects Under Spectrum Loading of Welded High-Strength Steel Joints.”, In: Weld World 55 (11-12), S. 66-78, 2011, DOI: 10.1007/BF03321544.
- [23] Sonsino C.M.: " Werkstoff und Bauteilfestigkeit.", Vorlesung, TU- Darmstadt, 2005.
- [24] Basquin O.H.: " The exponential law of endurance test.", Proc. ASTM 10, S. 625- 630, 1910.
- [25] Haibach E.. " Modifizierte lineare Schadensakkumulations- Hypothese zur Berücksichtigung des Dauerfestigkeitsabfalls mit fortschreitender Schädigung.", Technische Mitteilung TM. Nt.50, LBF, 1970.
- [26] Schott G.: " Werkstoffermüdung - Ermüdungsfestigkeit.", 4.überarbeitete und erweiterte Auflage, Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1997 , ISBN-3-342-00511-4.
- [27] Schijve J.: “Fatigue of Structures and Materials.”, 2nd Edition, Springer, 2009, ISBN: 978-1-4020-6807-2.
- [28] Schijve J.: “The application of small overloads for fractography of small fatigue cracks initiated under constant-amplitude loading.” In: International Journal of Fatigue 70, S. 63-72. 2015, DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2014.09.001.
- [29] Hillberry B. M., Hamilton, J. F.: "Improvement in Fatigue Behavior by Overloading.", In: Purdue University (Hg.): International Compressor Engineering Conference. International Compressor Engineering Conference, S. 164-169,1972.
- [30] Probst E. P., Hillberry B. M. ,: "Fatigue Crack Delay and Arrest Due to Single Peak Tensile Overloads.", In: AIAA Journal 12 (3), S. 330-335, 1974, DOI: 10.2514/3.49229.
- [31] Tiedemann D., BärJ., Gudladt H-J.: “The Crack Propagation Rate According to Notches and Overload Levels. “, In: Procedia Materials Science 3, S. 1359-1364, 2014, DOI: 10.1016/j.mspro.2014.06.219.
- [32] Anderson T.L.: " Fracture Mechanics. Fundamentals and Application.", 3rd Edition, CRC Press, 2005, ISBN: 978-1-4200-5821-5.
- [33] Hertzberg R.W.: "Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials.", 4th Edition, John Willey and Sons, New York, 1996, ISBN: 0-471-01214-9.
- [34] Kaechele L.: "Review and Analysis of Cumulative - Fatigue - Damage Theories.", Memorandum RM-3650-PR, the Rand Corporation, Santa Monica- California, 1963.
- [35] Fatemi A., Yang L.: "Cumulative fatigue damage and life prediction theories: a survey of the state of the art for homogeneous materials.", International Journal of Fatigue, Vol.20, No.1, pp.9-34., 1998.
- [36] Marco S.M., Starkey W.L.: " A concept of fatigue damage.", Transactions of the ASME, Vol.76, pp.627-632, 1954
- [37] Richard E.E., Newmark N.M.: " An hypothesis for the determination of cumulative damage in fatigue.",Proc. ASTM, Vol.48, pp.767- 800, 1948
- [38] Subramanyan S.: " Cumulative damage rule based on the knee point of the S-N curve.", Journal of Engineering Materials and Technology, Vol.98, pp. 316-321, 1976.
- [39] Hashin Z.A.: " A reinterpretation of the Palmgren- Miner rule for fatigue life prediction.", Journal of Applied Mechanics, Vol. 47, pp.324- 328, 1980.
- [40] Manson S.S., Halford G.R.: " Practical implementation of the double linear damage rule to cumulative fatigue.", International Journal of Fracture, Vol.17, No.2, pp.169 - 192, 1981.
- [41] Schott G.: " Ermüdungsfestigkeit- Lebensdauerberechnung für Kollektiv- und Zufallsbeanspruchungen.", VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1983, ISBN 3-211-95820-7.
- [42] Schott G.: " Lebensdauerberechnung mit Werkstoffermüdungsfunktionen.", 1.Auflage, Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig,1990, ISBN 3-342-00413-4.
- [43] Schott G.: " Lebensdauerabschätzung nach dem Vorschlag von Zenner und Liu sowie dem Folge-Wöhlerkurvenkonzept.", Konstruktion 47, S.37-41, 1995.

- [44] Schott G.: " Konzepte zur Berechnung der Ermüdungslebensdauer.", Konstruktion 53, 7/8, S.63-67, 2001.
- [45] Schott G.: " Werkstoffermüdung - Ermüdungsfestigkeit.", 4. überarbeitete und erweiterte Auflage, Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Stuttgart, 1997, ISBN 3-342-00511-4.
- [46] Neubereit H., Weihert J.: " Einführung in die Ermüdungsfestigkeit.", Carl Hanser Verlag, München Wien, 1999, ISBN 3-446-21028-8.
- [47] Gudehus H., Zenner.H.: " Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsrechnung.", 4. korrigierte Auflage, Verlag Stahleisen GmbH, Düsseldorf, 2004, ISBN 978-3-514-00584-6.
- [48] Rösler J., Harders H., Bäker M.: " Mechanisches Verhalten der Werkstoffe.", 3. Auflage, Vieweg+ Teubner, Wiesbaden, 2008, ISBN 978-3-8351-0240-8.
- [49] Jung L.: " Einfluss von Überlasten auf die Bauteillebensdauer", Dissertation, Technische Universität Clausthal, 1993.
- [50] Pippan R. : " Ausgewählte Kapitel aus der Festkörpermechanik.", Vorlesung, Nr.430026, Montanuniversität Leoben, 2013.
- [51] Eichlseder W.: " Betriebsfestigkeit.", Vorlesung, Nr.140085, Montanuniversität Leoben, 2010.
- [52] Eichlseder W.: " Betriebsfestigkeit II.", Vorlesung, Nr.140130, Montanuniversität Leoben, 2011.
- [53] Gross D., Seelig T.: " Bruchmechanik.", 4. bearbeitete Auflage, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2007, ISBN 978-3-540-37113-7.
- [54] Rossmann H.-P.: " Grundlagen der Bruchmechanik.", Springer Verlag, Wien New York, 1982, ISBN 978-3-7091-8648-0.
- [55] Paris P.C., Erdogan F.: "A Critical Analysis of Crack Propagation Laws.", Journal of Basic Engineering, Vol. 85, pp. 528-534, 1960.
- [56] Blumenauer H., Pusch G.: " Technische Bruchmechanik", 1. Auflage, Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1982, ISBN 3-211-95805-3.
- [57] Forman R.G., Kearney V.E., Engle R.M.: " Numerical analysis of crack propagation in cyclic loaded structures.", Journal of Basic Engineering, Transactions of the ASME, Vol. D89, pp. 459-464, 1967.
- [58] Walker K.: "The effect of stress ratio during crack propagation and fatigue for 2024-T3 and 7075-T6 Aluminum.", ASTM STP 462, American Society for Testing and Materials., Philadelphia, PA, pp.1-14, 1970.
- [59] Führung H.: " Modell zur nichtlinearen Rißfortschrittsvorhersage unter Berücksichtigung von Lastreihenfolgeeffekten (LOSEQ).", Bericht FB-162, Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit, Darmstadt, 1982, Zitiert in [16].
- [60] Schijve J.: "Fatigue crack propagation in light alloy sheet material and structures. ", Advances in Aeronautical Science, Vol.3, Pergamon Press, pp. 387-408, 1961, zitiert in [27].
- [61] Petrak G. S.: " Strength level effects on fatigue crack growth and retardation", Engineering Fracture Mechanics, 6 , pp. 725-733, 1974, zitiert in [27].
- [62] Mills W. J., Hertzberg R.W.: "The effect of sheet thickness on fatigue crack retardation in 2024 - T3 aluminum alloy.", Engineering Fracture Mechanics, 7, pp. 705-711, 1975, zitiert in [27].
- [63] FKM - Richtlinie: " Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile", 4. erweiterte Ausgabe, VDMA Verlag GmbH, Frankfurt am Main, 2002.
- [64] FVA R 743 : "Tragfähigkeitsrechnung von Wellen und Achsen. Ergänzung zu DIN743", Forschungsvereinigung Antriebstechnik, 2004.
- [65] DIN15018 Teil 1 : "Krane. Grundsätze für Stahltragwerke. Berechnung", November 1984.
- [66] Wagner G., Scholten J., Haensel H.: " Neue Möglichkeiten im Festigkeitsnachweis. Die neue Krannorm EN13001.", Lehrstuhl für Maschinenelemente und Fördertechnik, Ruhr-Universität Bochum, Wissensportal Baumaschine.de, 2003.
- [67] DIN3990: "Tragfähigkeitsnachweis von Stirnrädern", 1987 – 1990.
- [68] AD2000: "Regelwerk", 8.Auflage, Beuth Verlag, 2014, ISBN-978-3-410-24546-9.

- [69] IEC61400. " Wind Turbines", 3rd Edition, International Standard, 2005.
- [70] Hau E.: " Windkraftanlagen.", 4. vollständig neu bearbeitete Auflage, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2008, ISBN 978-3-540-72150-5.
- [71] Spera D.A.: "Wind Turbines Technology", 2nd Edition, ASME Press, New York, 2009, ISBN 978-0-7918-0260-1.
- [72] DIN EN 10149-2: " Warmgewalzte Flacherzeugnisse aus Stählen mit hoher Streckgrenze zum Kaltumformen.", 1995.
- [73] Henning F., Moeller E.: " Handbuch Leichtbau.", Carl Hanser Verlag, München-Wien, 2011, ISBN-978-3-446-42267-4.
- [74] Schwalbe K.H.: "Bruchmechanik metallischer Werkstoffe.", Hanser, München-Wien, 1980, ISBN-3-446-12983-9.
- [75] Schmitt-Thomas K.G.: "Integrierte Schadenanalyse ", 2.bearbeitete und erweiterte Auflage, Springer - Verlag, Berlin- Heidelberg, 2005, ISBN 3-540-20551-9.
- [76] Winter G., Strohhäussl B.: " Überlastuntersuchungen an einem Feinkornbaustahl.", unveröffentlichter Zwischenbericht. Nr. AMB11B85, Lehrstuhl für Allg. Maschinenbau, Montanuniversität Leoben, 2011.
- [77] Winter G., Strohhäussl B.: " Überlastuntersuchungen an einem Feinkornbaustahl.", unveröffentlichter Abschlussbericht. Nr. AMB12B76. Lehrstuhl für Allg. Maschinenbau, Montanuniversität Leoben, 2013.
- [78] MCL, Bericht-Nr. 425/14-EB-A04652: " Eigenspannungsmessungen an einer Versuchsprobe.", unveröffentlichter Versuchsbericht, Materials Center Leoben, Leoben, 2014.
- [79] Macherauch E.: " Praktikum in Werkstoffkunde", 7.durchgesehene Auflage, Friedr.Vieweg&Sohn, Braunschweig/ Wiesbaden, 1987, ISBN 978-3-528-63306-6.
- [80] Klein B., Leontaris G., Siemon A.: " Lebensdauerberechnung mit nichtlinearen Akkumulationsgesetzen für zyklische Belastung.", ATZ - Automobiltechnische Zeitschrift, Nr. 97, 10, S. 672-678, 1995.
- [81] Pereira H. F. S. G., Jesus A. M. P., Ribeiro A. S., Fernandes A. A.: " Influence of loading sequence and stress ratio on fatigue damage accumulation of a structural component.", Ciência e Tecnologia dos Materiais, Vol. 20, No 1/2, pp.60-67, 2008.
- [82] Saintier N., Palin-Luc T., elDsoki C., Bidouard H., Kaufmann H., Dumas C., Völlmecke F.J., Sonsino C.M.: " Einfluss von Überlasten auf ferritisch-bainitische Stähle und Aluminiumguss: zwei sehr verschiedene Verhaltensweisen.", Mat.-wiss.u.Werkstofftechnik, 42, No 10 , S. 846 - 854, 2011.
- [83] Hélder F.S.G. Pereira, Abílio M.P. de Jesus, Alfredo S.Ribeiro, António A. Fernandes: " Influence of loading sequence and stress ratio on fatigue accumulation of a structural component", Ciência e Tecnologia dos Materiais, Vol.20, n.º 1/2, 2008.
- [84] Kenawi M.: " Háromlépcsős károsodás halmozási vizsgálatok (Dreistufige Ermüdungsschädigung)", ISSN 00139-1615,16.szám, Budapest, 1979, zitiert in [42].
- [85] Klöppel K., Seeger T.: " Ein Konzept für den Dauerbruchmechanismus auf der Grundlage örtlicher Beanspruchungs- und Bruchvorgänge, Veröffentlichung des Instituts f. Statik und Stahlbau der TH Darmstadt, 4, 1968, zitiert in [42].
- [86] Donat B.: Lebensdauerberechnung nach dem Folgewöhler - Konzept bei Mehrstufen- und Random Schwingbeanspruchungen, Diss. TU Dresden, 1988, zitiert in [42].
- [87] Reuter A., Schott G.: " Lebensdauerermittlung an Schrauben M6x40 aus X5CrNi18.10", unveröffentlichter Forschungsbericht, TU Dresden, 1988, zitiert in [42].
- [88] <http://www.matweb.com>
- [89] EN10088 - Nichtrostende Stähle - Teil3: " Technische Lieferbedingungen für Halbzeug, Stäbe, Walzdraht, gezogenen Draht, Profile und Blankstahlerzeugnisse aus korrosionsbeständigen Stählen für allgemeine Verwendung", Deutsche Fassung, 2014
- [90] Wnorowski D.: " Untersuchung von Lenkschwingungen eines geländegängigen Mehrzweckfahrzeuges", Diplomarbeit, TU-Wien, 2012

10. Anhang

10.1. Oberflächenbeschaffenheit der Proben im Prüfbereich

Probe	Bearbeitung der Schnittkanten	Ra	Rz	Rmax	Rp	Rk	Rpk	Rvk	Mr1	Mr2
		[μm]	[%]							
U01_1	Unbearbeitet	5,897	39,5	41,7	19,6	19,7	6,72	8,52	7,66	90,1
U01_2	Unbearbeitet	6	38,6	42,7	21,1	21,2	8,48	5,47	9,73	91,6
U02_1	Unbearbeitet	5,548	38,4	47,7	18,6	18,1	6,82	9,4	7,67	88,3
U03_1	Kante gebrochen, 10xP80	5,099	34,7	47,6	18,4	16,3	7,26	7,58	11,8	89,9
U04_1	Kante gebrochen, 10xP80	5,109	36,2	42	19,7	16,2	7,2	7,03	9,41	87,8
U04_2	Kante gebrochen, 10xP80	5,678	35,2	40,5	16,5	18,2	6,14	8,17	10,5	88,9
UT01_1	AMB - elektrischer Handscheifer	1,096	5,82	9,64	2,58	3,48	1,4	3,54	10,1	88,6
UT01_2	AMB - elektrischer Handscheifer	0,653	3,59	4,92	1,9	2,42	0,84	1,2	10,5	93,9
UT01_3	AMB - elektrischer Handscheifer	1,332	8,45	13,8	3,39	3,59	1,21	3,85	11	82,4
UT01_4	AMB - elektrischer Handscheifer	0,82	4,15	5,16	2,25	3,16	1,07	1,83	9,78	91,9
UT02_1	CNC - nachbearbeitet	0,285	1,68	2,3	0,92	0,85	0,5	0,83	11,4	84,2
UT02_2	CNC - nachbearbeitet	0,306	1,58	1,74	0,83	1,02	0,32	0,3	9,43	89,2
UT02_3	CNC - nachbearbeitet	0,338	1,77	2,29	0,92	1,24	0,25	0,35	6,93	94
UT02_4	CNC - nachbearbeitet	0,229	1,46	2,17	0,66	0,53	0,42	0,55	11,7	81,9
ÜV29_1	Kante gerundet, R=5mm	0,573	3,28	5,04	1,85	1,84	1,34	0,58	13	88,8
ÜV29_2	Kante gerundet, R=5mm	0,245	1,71	2,26	0,75	0,85	0,31	0,41	6,01	90,3
ÜV29_3	Kante gerundet, R=5mm	0,387	2,32	2,97	1,13	1,2	0,49	0,64	9,87	85,6
ÜV29_4	Kante gerundet, R=5mm	0,301	2,5	6,92	0,93	0,46	0,66	0,99	16,8	81

Tab. 57: Oberflächenbeschaffenheit vermessener Proben

Ra - arithmetischer Mittenrauwert

Rz - gemittelte Rautiefe

Rmax - maximale Einzelrautiefe

Rp - mittlere Glättungstiefe

Rk - Kernrautiefe

Rvk - reduzierte Riefentiefe

Mr1 - kleinster Materialanteil

Mr2 - größter Materialanteil

10.2. Referenz- Wöhlerlinie - Belastungsgeschichten.

Referenzwöhlerlinie: Kante gebrochen 10xP80					
Probe	Frequenz	Amplitude	R	Schwingspielzahl	Bemerkung
	[Hz]	[N/mm ²]	[-]	[-]	[-]
U03	10	271	-1	460874	
U04	10	271	-1	516933	
R01	10	310	-1	72960	
R02	10	350	-1	64467	
R03	10	250	-1	2062347	1648443+413904
R04	10	230	-1	7000000	Ausgeschlossen; Bruch ausserhalb des Prüfquerschnitts
R05	10	370	-1	5586	
R06	10	250	-1	1600000	Ausgeschlossen; Bruch ausserhalb des Prüfquerschnitts
R07	16	230	-1	10000000	gestoppt, 11014999
R08	10	310	-1	174175	
R09	10	250	-1	2335384	
R10	10	350	-1	81895	
R11	10	370	-1	74345	
R12	16	230	-1	10000000	gestoppt, 11358174
R13	10	230	-1	10000000	gestoppt, 11454255
R14	10	250	-1	1763452	
R15	16	240	-1	6255953	
R16	16	240	-1	10000000	gestoppt, 11001679
R17	16	240	-1	10000000	gestoppt, 17886138
R18	16	271	-1	619000	R=5mm
OT6	10	271	-1	369757	Optisches Messsystem

Tab. 58: Belastungsgeschichte einzelner Prüflinge

10.3. Voruntersuchungen - Belastungsgeschichten.

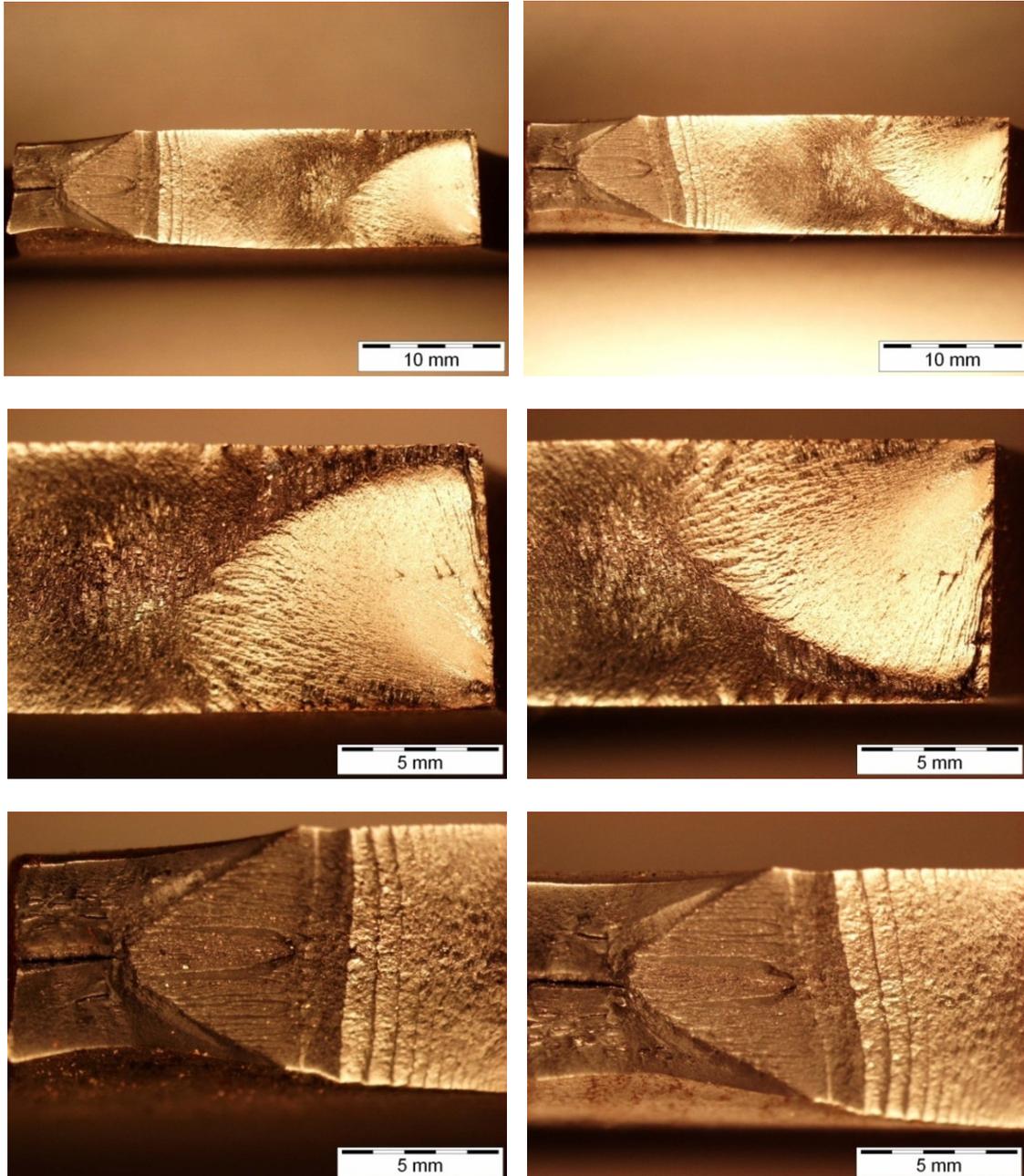
Voruntersuchungen						
Probe	Frequenz	Amplitude	R	Schwingspielzahl	Bemerkung	Kantenradius
	[Hz]	[N/mm ²]	[-]	[-]	[-]	[mm]
UT01	5	271	-1	619497	AMB - elektrischer	0,36
UT03	10	271	-1	609812	AMB - elektrischer	0,26
UT02	10	271	-1	627001	CNC nachbearbeitet	0.24 / 0.2
V01	10	271	-1	514918	CNC nachbearbeitet	0.22 / 0.18
V02	10	271	-1	x	CNC nachbearbeitet	
U01	10	271	-1	174897	Unbearbeitet	0,065
U02	10	271	-1	144618	Unbearbeitet; Bruch bei Übergang	-
U05	10	271	-1	119149	Unbearbeitet	0,05

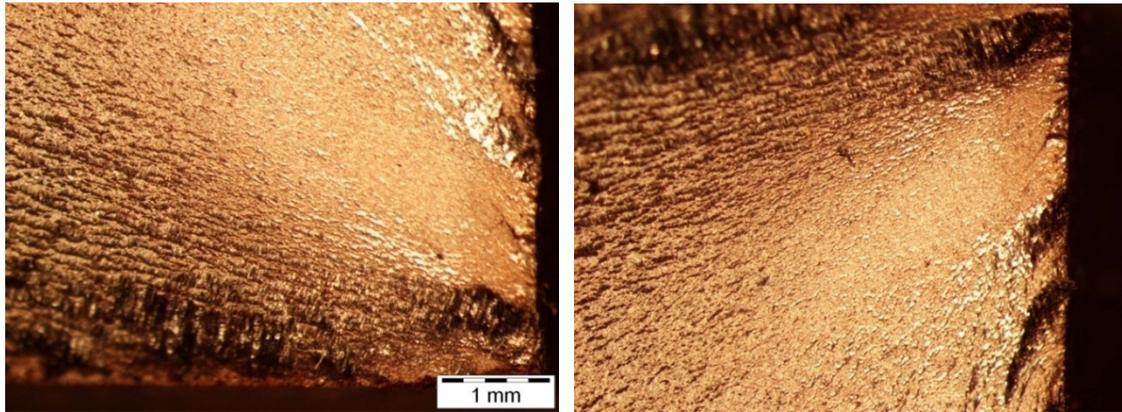
Tab. 59: Voruntersuchungen

10.4. Bruchflächenuntersuchungen

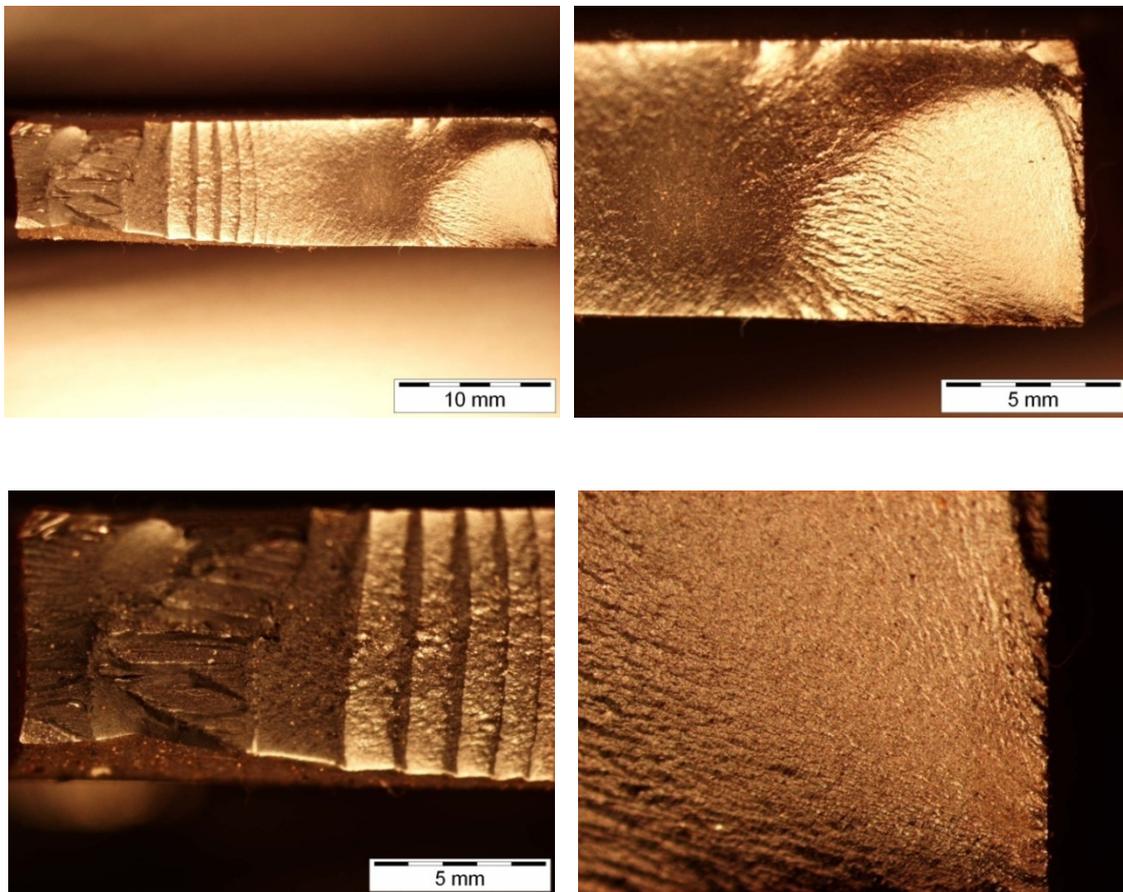
10.4.1. Lichtmikroskopie von Bruchflächen

Bruchfläche bzw. Gegenfläche der Probe R08 in 35x (10mm), 80x (5mm) und 250x (1mm) Auflösung.

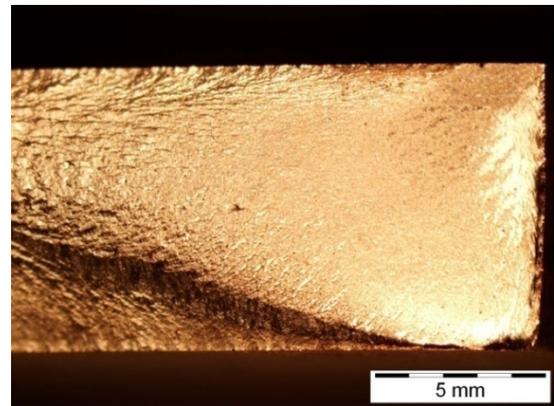
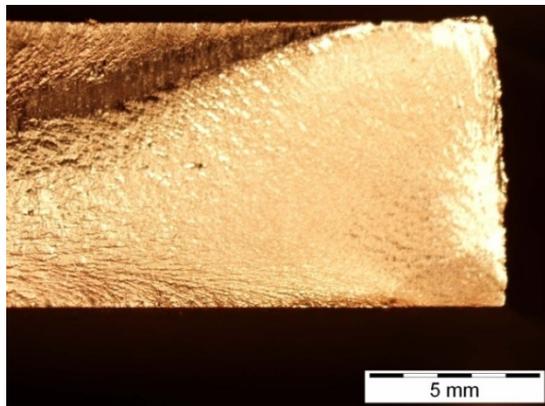
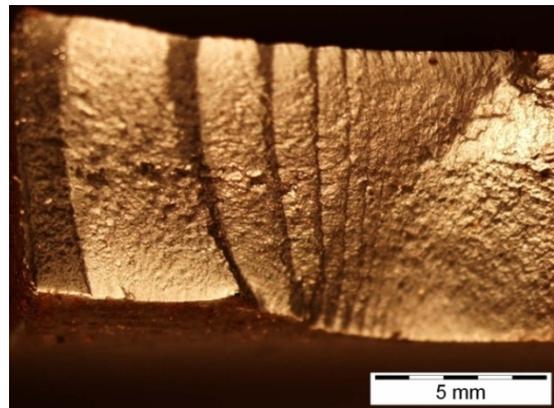
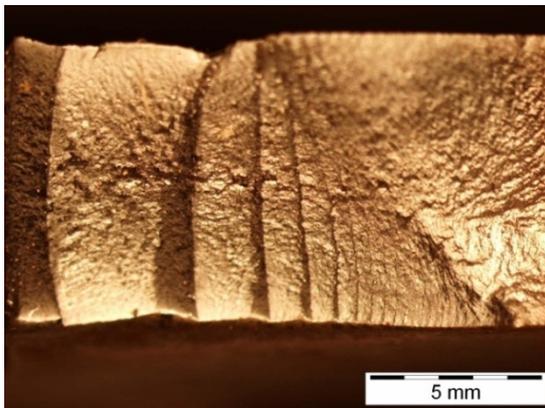
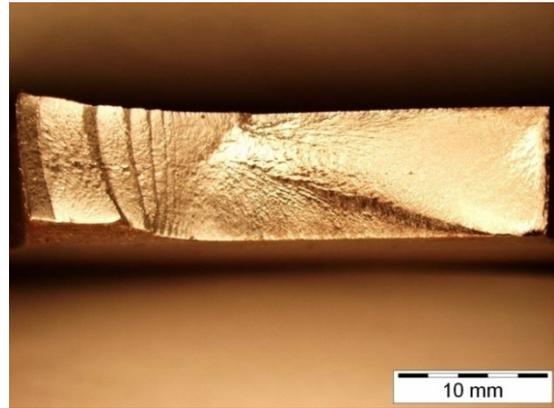
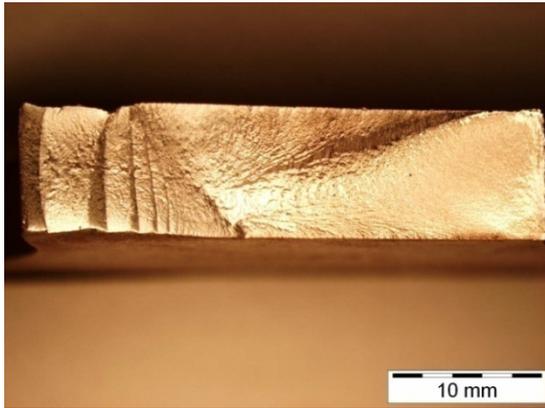




Bruchfläche der Probe R11 in 35x (10mm), 80x (5mm) und in 250x (1mm) Auflösung.

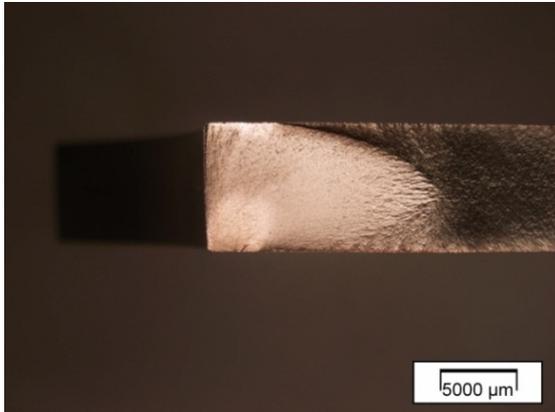


Bruchfläche und Gegenfläche der Probe R14 in 35x (10mm) und in 80x (5mm) Auflösung.

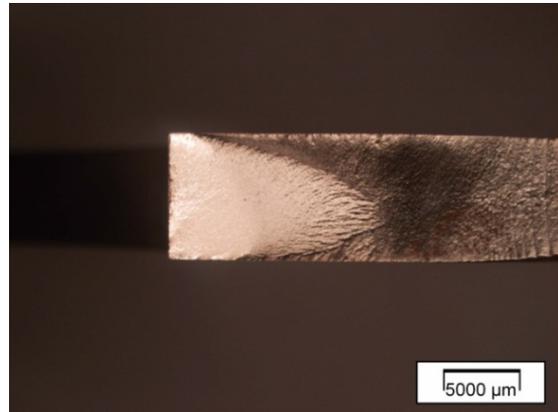


Bruchfläche der Proben: a) UT01, b) UT02, c) UT03, d) V01

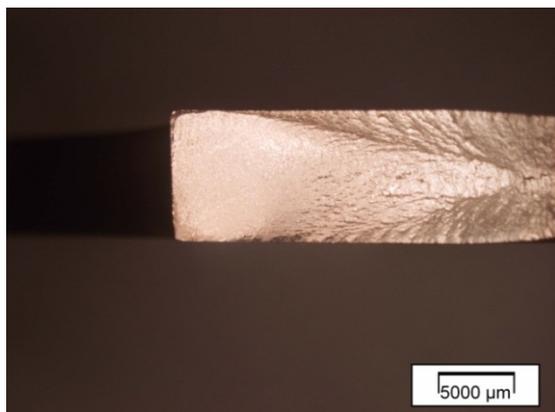
a)



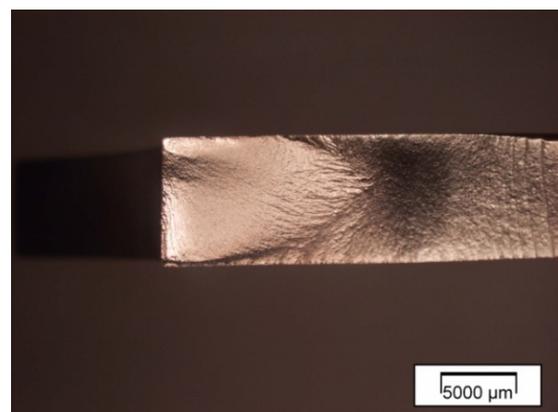
b)



c)



d)



10.4.2. Metallografie der Bruchfläche von der Probe ÜV03



Abb. 94: ÜV3_L_5x_Mitte_Rand



Abb. 95: ÜV3_L_10x_Mitte_Rand

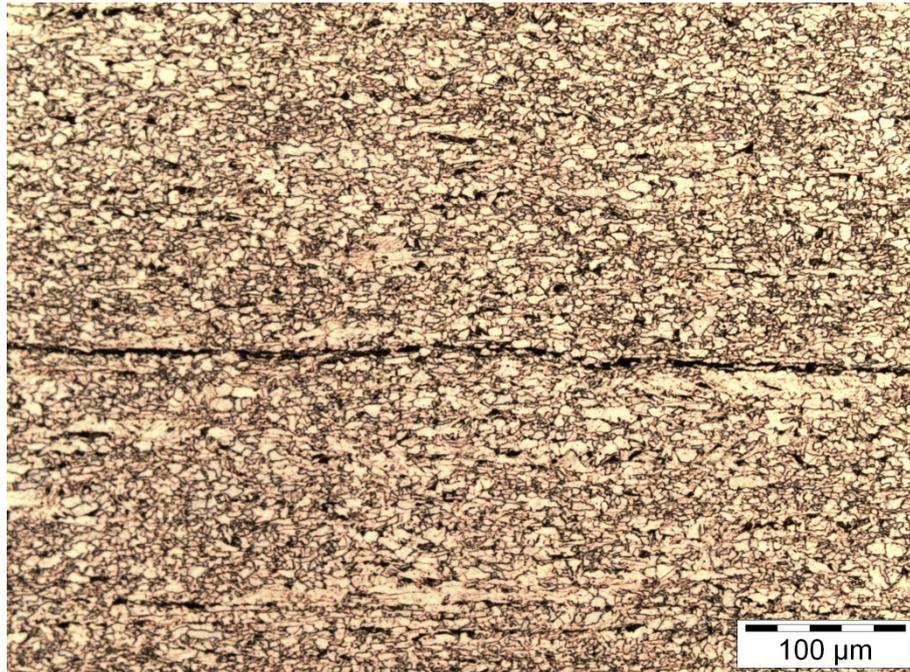


Abb. 96: ÜV3_L_20x_Mitte_Rand

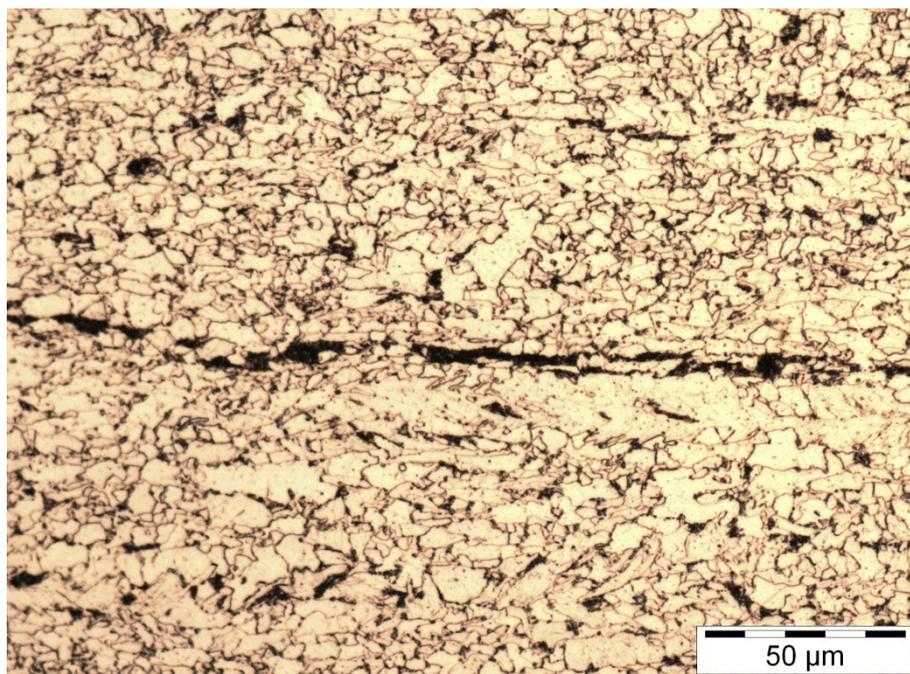


Abb. 97: ÜV3_L_50x_Mitte_Rand

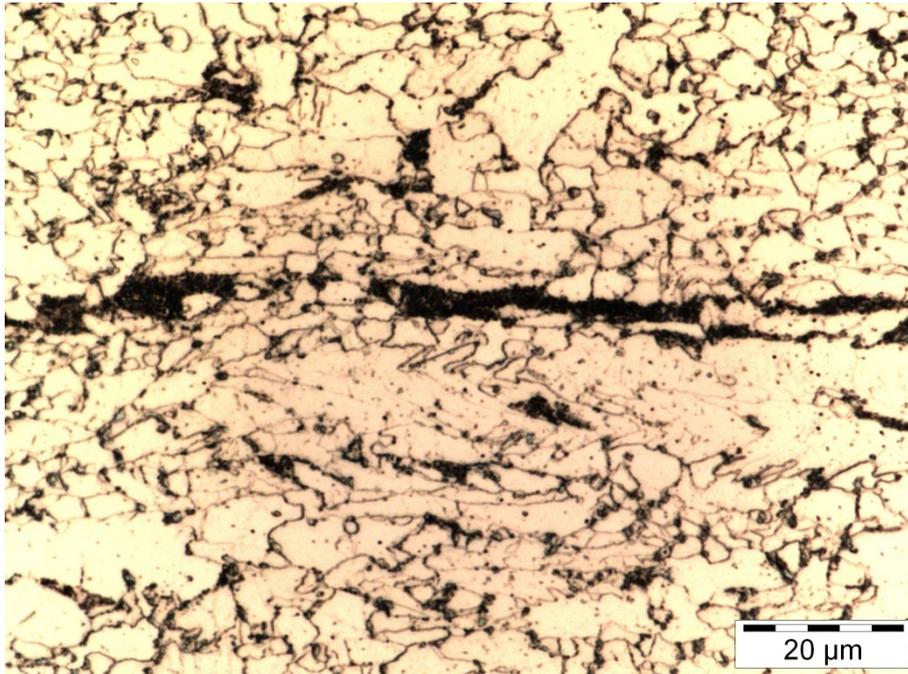


Abb. 98: ÜV3_L_100x_Mitte_Rand

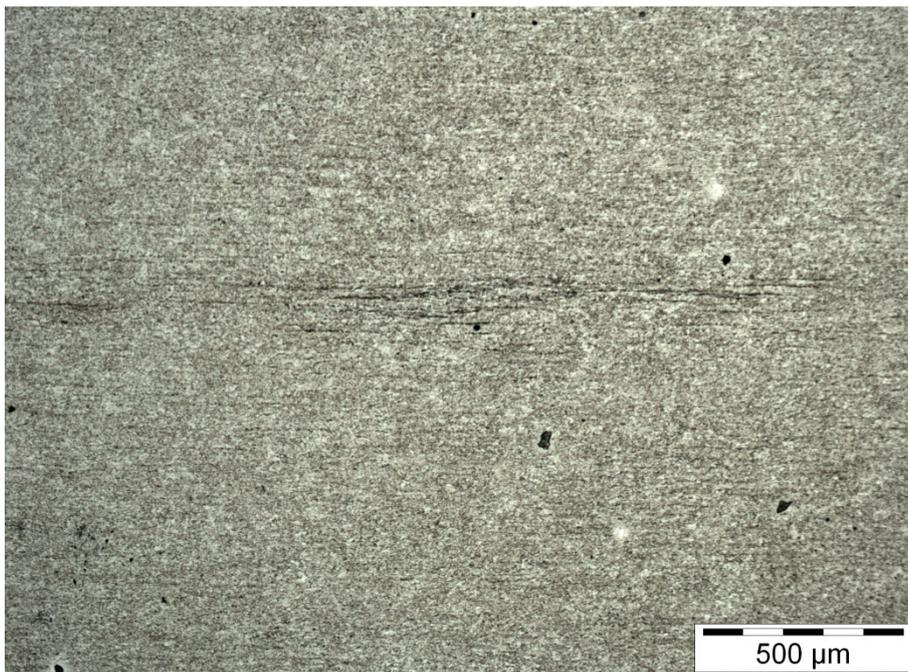


Abb. 99: ÜV3_Q_5x_Mitte_Rand

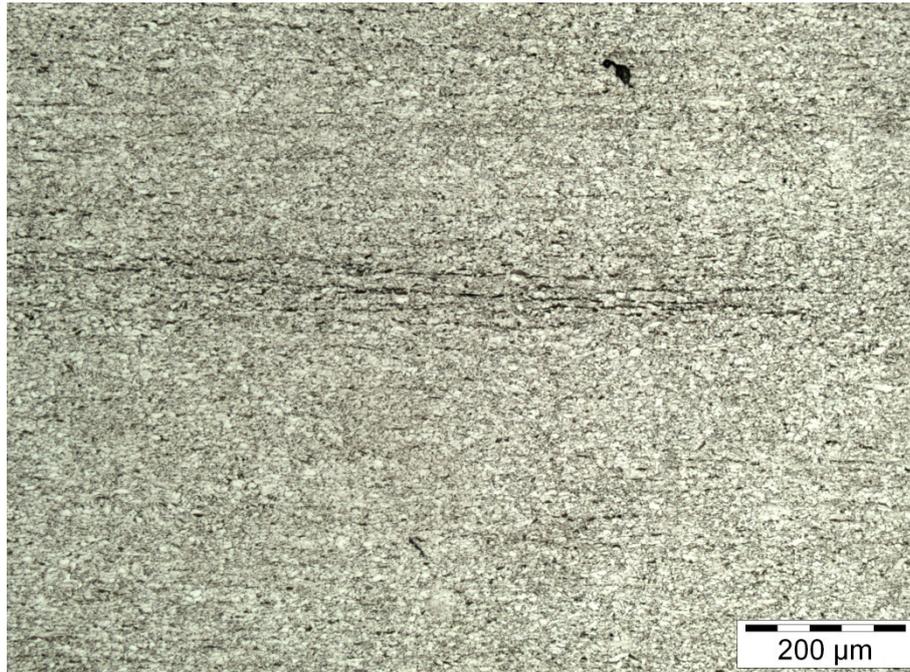


Abb. 100: ÜV3_Q_10x_Mitte_Rand

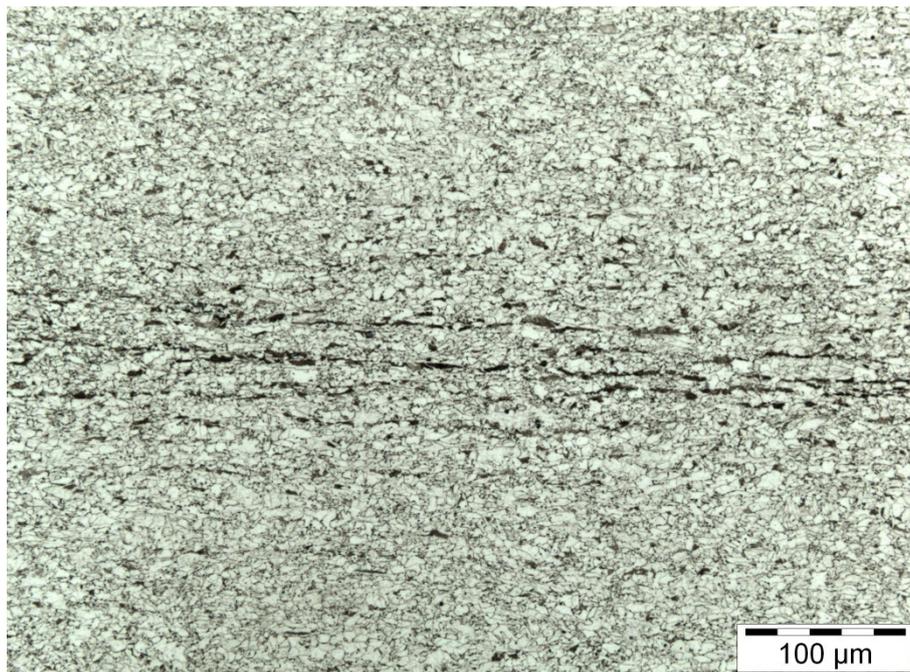


Abb. 101: ÜV3_Q_20x_Mitte_Rand

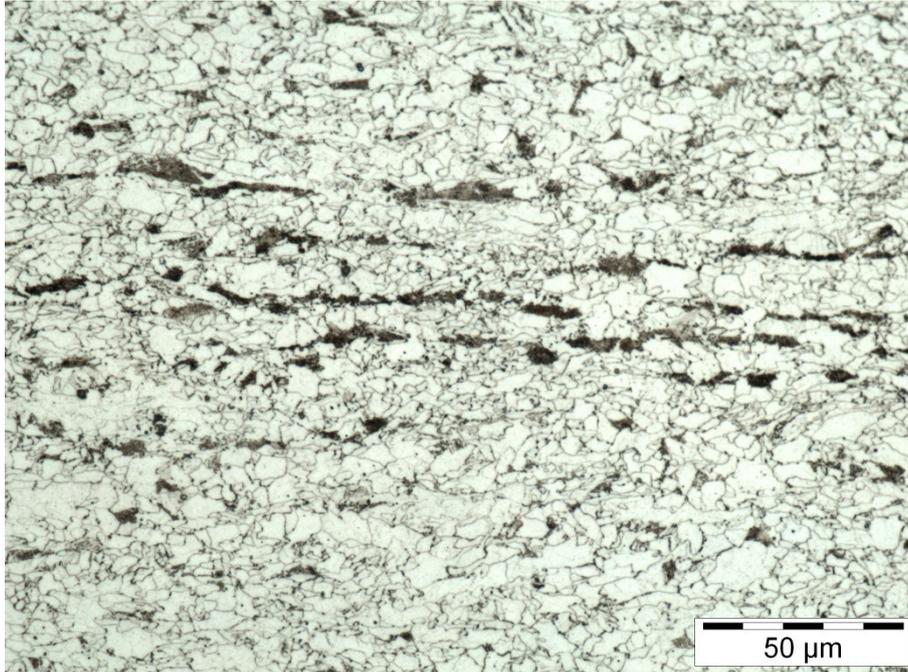


Abb. 102: ÜV3_Q_50x_Mitte_Rand

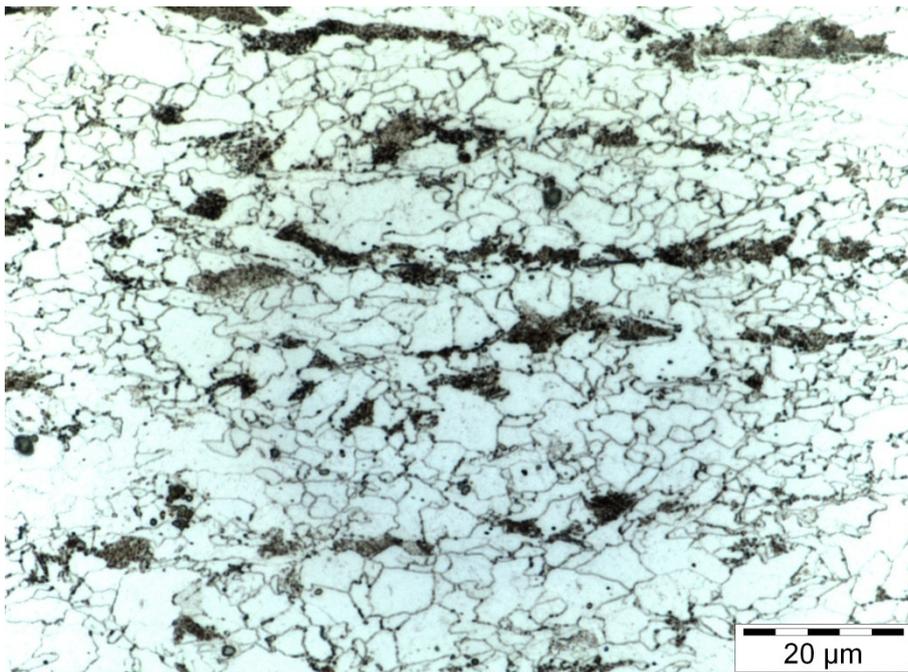


Abb. 103: ÜV3_Q_100x_Mitte_Rand

10.5. Überlastversuche - Belastungsgeschichten.

Prog. Nr.	Überlastversuche								
	Probe	Frequenz	Überlastfaktor Kü	Amplitude	R	Schwingspielzahl		Bemerkung zum Blockprogramm	Bemerkung
		[Hz]	[-]	[N/mm ²]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]
Prüfprogramm Nr. 1	ÜV02	10	1	271	-1	157500	170546	Ref.Niv. (157500) >> Kü x (64) >> Kü x (40) >>	Kante gebrochen 10xP80
		1	2	542		64			
		1	2	542		40			
	ÜV03	10	1	271	-1	12942	360219	Ref.Niv. (bis zum Bruch) Ref.Niv. (157500) >> Kü x (100) >>	Kante gebrochen 10xP80
		10	1	271		157500			
		1	1.8	487.8		100			
	ÜV04	10	1	271	-1	202619	438547	Ref.Niv. (bis zum Bruch) Ref.Niv. (157500) >> Kü x (100) >>	Kante gebrochen 10xP80
		10	1	271		157500			
		1	1.9	514.9		100			
	ÜV05	10	1	271	-1	280947	373986	Ref.Niv. (bis zum Bruch) Ref.Niv. (157500) >> Kü x (100) >>	Kante gebrochen 10xP80
		10	1	271		157500			
		1	2	542		100			
	ÜV06	10	1	271	-1	216386	157536	Ref.Niv. (bis zum Bruch) Ref.Niv. (157500) >> Kü x (36)	Ausricht. Einspann. 10xP80
		10	1	271		157500			
		1	2	542		36			
ÜV07	10	1	271	-1	157500	157667	Ref.Niv. (157500) >> Kü x (167)	Ausricht. Einspann. 10xP80	
	1	1.8	487.8		167				
	10	1	271		157500				
ÜV08	10	1	271	-1	216	157716	Ref.Niv. (157500) >> Kü x (167)	Ausrichtung 10xP80	
	1	1.8	487.8		216				
ÜV09	10	1	271	-1	157500	158001	Ref.Niv. (157500) >> Kü x (501)	Kante gebrochen 10xP80	
	1	1.8	487.8		501				
Prüfprogramm Nr. 1	ÜV10	10	1	271	-1	157500	196213	Ref.Niv. (157500) >> Kü x (1000) >> Ref.Niv. (bis zum Bruch)	Kante gebrochen 10xP80
		1	1.7	460.7		1000			
		10	1	271		37713			
	ÜV11	10	1	271	-1	157500	211183	Ref.Niv. (157500) >> Kü x (1000) >> Ref.Niv. (bis zum Bruch)	Kante gebrochen 10xP80 (DMS)
		1	1.7	460.7		1000			
		10	1	271		52683			
	ÜV12	10	1	271	-1	157500	340818	Ref.Niv. (157500) >> Kü x (1000) >> Ref.Niv. (bis zum Bruch)	Kante gebrochen 10xP80 (DMS)
		1	1.7	460.7		1000			
		10	1	271		182318			
	ÜV28	10	1	271	-1	157500	535626	Ref.Niv. (157500) >> Kü x (1000) >> Ref.Niv. (bis zum Bruch)	Fase 2x45°
		1	1.7	460.7		1000			
		10	1	271		377126			
	ÜV32	10	1	271	-1	157500	238071	Ref.Niv. (157500) >> Kü x (1000) >> Ref.Niv. (bis zum Bruch)	R=5mm
		1	1.7	460.7		1000			
		10	1	271		79571			
ÜV33	10	1	271	-1	157500	473849	Ref.Niv. (157500) >> Kü x (1000) >> Ref.Niv. (bis zum Bruch)	R=5mm	
	1	1.7	460.7		1000				
	10	1	271		315349				
ÜV34	10	1	271	-1	157500	767557	Ref.Niv. (157500) >> Kü x (1000) >> Ref.Niv. (bis zum Bruch)	R=5mm	
	1	1.7	460.7		1000				
	10	1	271		609057				

Tab. 60: Überlastversuche: Prüfprogramm Nr.1

Prog. Nr.2	ÜV13	1	1.7	460.7	-1	1000	449456	Kü x (1000) >> Ref.Niv. (bis zum Bruch)	Kante gebrochen 10xP80
		10	1	271		448456			
	ÜV14	1	1.7	460.7	-1	1000	61709	Kü x (1000) >> Ref.Niv. (bis zum Bruch)	Kante gebrochen 10xP80
		10	1	271		60709			

Tab. 61: Überlastversuche: Prüfprogramm Nr.2

Prüfprogramm Nr. 3	ÜV15	10	1	250	-1	375000	1084356	Niv. (375000) >> Kü x (1)>> Ref.Niv. (bis zum Bruch)	Kante gebrochen 10xP80
		1	1.7	425		1000			
		10	1	250		708356			
	ÜV19	10	1	250	-1	375000	773589	Niv. (375000) >> Kü x (1)>> Ref.Niv. (bis zum Bruch)	Kante gebrochen 10xP80
		1	1.7	425		1000			
		10	1	250		397589			
	ÜV16	10	1	250	-1	375000	724768	Niv. (375000) >> Kü x (1)>> Ref.Niv. (bis zum Bruch)	Kante gebrochen 10xP80
		1	1.95	487.5		1000			
		10	1	250		348768			
	ÜV17	1	1.95	487.5	-1	1000	550953	Kü x (1000) >> Ref.Niv. (bis zum Bruch)	Kante gebrochen 10xP80
		10	1	250		549953			
	ÜV18	1	1.95	487.5	-1	1000	697720	Kü x (1000) >> Ref.Niv. (gestoppt 100kN) Ref.Niv. (bis zum Bruch)	Kante gebrochen 10xP80
10		1	250	108435					
10		1	250	588285					

Tab. 62: Überlastversuche: Prüfprogramm Nr.3

Prüfprogramm Nr. 4	ÜV20	10	1	271	-1	10000	160000	Ref.Niv. (10000) >> Kü(1) >>	Kante gebrochen 10xP80
		1	2	542	0	1			
	ÜV21	10	1	271	-1	10000	560000	Ref.Niv. (10000) >> Kü x (1) >>	Kante gebrochen 10xP80
		1	2	542	0	1			
	ÜV22	10	1	271	-1	10000	560000	Ref.Niv. (10000) >> Kü x (1) >>	Kante gebrochen 10xP80
		1	2	542	0	1			
	ÜV23	10	1	271	-1	10000	160000	Ref.Niv. (10000) >> Kü x (1) >>	Kante gebrochen 10xP80
		1	2	542	0	1			
	ÜV24	10	1	271	-1	1000	162000	Ref.Niv. (1000) >> Kü x (1) >>	Kante gebrochen 10xP80
		1	2	542	0	1			
	ÜV25	10	1	271	-1	1000	137000	Ref.Niv. (1000) >> Kü x (1) >>	Kante gebrochen 10xP80
		1	2	542	0	1			
	ÜV26	10	1	271	-1	1000	118000	Ref.Niv. (1000) >> Kü x (1) >>	Kante gebrochen 10xP80
		1	2	542	0	1			
	ÜV27	10	1	271	-1	1000	203000	Ref.Niv. (1000) >> Kü x (1) >>	Fase 2x45°
		1	2	542	0	1			
	ÜV29	10	1	271	-1	1000	186000	Ref.Niv. (1000) >> Kü x (1) >>	R=5mm
		1	2	542	0	1			

Tab. 63: Überlastversuche: Prüfprogramm Nr.4

Prüfprogramm Nr. 5	ÜV30	10	1	271	-1	1000	126000	Ref.Niv. (1000) >> Kü x (1xZug)>> Kü x (1xDruck)>>	Kante gebrochen 10xP80
		1	2	542	-0.85	1			
		1	1.7	-460.7	1				
	ÜV31	10	1	271	-1	1000	43000	Ref.Niv. (1000) >> Kü x(1xZug)>> Kü x (1xDruck) >>	R=5mm
		1	2	542	-0.85	1			
		1	1.7	-460.7	1				
	OT2	10	1	271	-1	1000	144000	Ref.Niv. (1000) >> Kü x (1xZug)>> Kü x (1xDruck) >>	Kante gebrochen 10xP80 +optisches Messsystem
		1	2	542	-0.85	1			
		1	1.7	-460.7	1				
	OT3	10	1	271	-1	1000	62000	Ref.Niv. (1000) >> Kü x (1xZug)>> Kü x (1xDruck) >>	Kante gebrochen 10xP80 +optisches Messsystem
		1	2	542	-0.85	1			
		1	1.7	-460.7	1				
	OT4	10	1	271	-1	1000	63000	Ref.Niv. (1000) >> Kü x (1xZug)>> Kü x (1xDruck) >>	Kante gebrochen 10xP80 +optisches Messsystem
		1	2	542	-0.85	1			
		1	1.7	-460.7	1				
	OT5	10	1	271	-1	1000	87000	Ref.Niv. (1000) >> Kü x (1xZug)>> Kü x (1xDruck) >>	Kante gebrochen 10xP80 +optisches Messsystem
		1	2	542	-0.85	1			
		1	1.7	-460.7	1				

Tab. 64: Überlastversuche: Prüfprogramm Nr.5

10.6. Schwingenspielverhältnisse zu den Überlastversuchen

Prog. Nr.1	Lastfolge	$[n/N]_H$	$n_H \cdot 10^3$	$[n/N]_L$	$n_L \cdot 10^3$	
	LoHiLo		0.153	104	0.244	170442
			0.051	100	0.516	360119
			0.088	100	0.629	438447
			0.147	100	0.536	373886
			0.289	1000	0.280	195213
			0.289	1000	0.301	210183
			0.289	1000	0.487	339818
			0.289	1000	0.767	534626
			0.289	1000	0.340	237071
			0.289	1000	0.678	472849
		0.289	1000	1.099	766557	

Prog. Nr.2	Lastfolge	$[n/N]_H$	$n_H \cdot 10^3$	$[n/N]_L$	$n_L \cdot 10^3$	
	HiLo		0.289	1000	0.643	448456
			0.289	1000	0.087	60709

Prog. Nr.3	Lastfolge	$[n/N]_H$	$n_H \cdot 10^3$	$[n/N]_L$	$n_L \cdot 10^3$	
	Prog. Nr.3 (LoHiLo)		0.129	1000	0.693	1083356
			0.129	1000	0.495	772589
			0.509	1000	0.463	723768
	Prog. Nr.3 (HiLo)		0.509	1000	0.352	549953
			0.509	1000	0.446	696720

Prog. Nr. 4 (1E3 LW)	Prog. Nr.4 (1E4 LW)	Lastfolge	$[n/N]_H$	$n_H \cdot 10^3$	$[n/N]_L$	$n_L \cdot 10^3$	
		LoHiLoHi...		0.023	16	0.102	159984
				0.082	56	0.358	559944
				0.082	56	0.358	559944
				0.023	16	0.102	159984
				0.238	162	0.104	161838
				0.201	137	0.088	136863
				0.173	118	0.075	117882
			0.298	203	0.130	202797	
		0.273	186	0.119	185814		

Prog. Nr.5 (R=-1,Kü=2)	Lastfolge	$[n/N]_H$	$n_H \cdot 10^3$	$[n/N]_L$	$n_L \cdot 10^3$
	LoHiLoHi...	0.185	126	0.181	125874
		0.063	43	0.062	42957
		0.211	144	0.206	143856
		0.091	62	0.089	61938
		0.092	63	0.090	62937
0.128		87	0.125	86913	
Prog. Nr.5 (R=-1,Kü=1.7)	Lastfolge	$[n/N]_H$	$n_H \cdot 10^3$	$[n/N]_L$	$n_L \cdot 10^3$
	LoHiLoHi...	0.036	126	0.181	125874
		0.012	43	0.062	42957
		0.042	144	0.206	143856
		0.018	62	0.089	61938
		0.018	63	0.090	62937
0.025		87	0.125	86913	

10.7. Schweißbarer Feinkornbaustahl S500MC

10.7.1. Berechnungsablauf nach Palmgren-Miner für die Probe ÜV02

Definition der Wöhlerlinienkonstanten. Sie können der [Tab. 6.](#) entnommen werden. Die Wöhlerliniengleichung wurde im doppellogarithmisch Netz nach Basquin definiert.

$$m := 10$$

$$k := 1.49 \times 10^{30}$$

Schaden liegt vor, wenn die Schädigung $D=1$:

$$D := 1$$

Zwei Blöcke sind vorgegeben und der dritte Block wird bis zum Versagen aufgebracht. Gesucht wird die maximal ertragbare Schwingspielzahl.

$$\begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \end{pmatrix} := \begin{pmatrix} 271 \\ 542 \\ 271 \end{pmatrix} \quad \begin{pmatrix} n_1 \\ n_2 \end{pmatrix} := \begin{pmatrix} 157500 \\ 104 \end{pmatrix}$$

Die Berechnung der maximal ertragbaren Schwingspielzahlen für jede einzelne Stufe erfolgt unter Verwendung der Wöhlerliniengleichung.

$$N_1 := \frac{k}{\sigma_1^m} \quad N_2 := \frac{k}{\sigma_2^m} \quad N_3 := \frac{k}{\sigma_3^m}$$

Berechnung der maximal möglichen Schwingspielzahl (n_3) im dritten Block:

$$n_3 := N_3 \cdot \left[D - \left(\frac{n_1}{N_1} \right) - \left(\frac{n_2}{N_2} \right) \right] \quad n_3 = 433356$$

Berechnung der maximal ertragbaren Gesamtschwingenspielzahl n_M :

$$n_M := n_1 + n_2 + n_3 \quad n_M = 590960$$

10.7.2. Berechnungsablauf nach Theil für die Probe ÜV02 mit $s=1$

Die Konstanten der Wöhlerlinie sind bekannt.
 Die Wöhlerliniengleichung wurde doppellogarithmisch nach Basquind definiert.

$$m := 10$$

$$k := 1.49 \times 10^{30}$$

Die ersten zwei Blöcke sind vorgegeben. Der dritte Block wird bis zum Versagen der Probe aufgebracht. Es ist die maximal ertragbare Schwingenspielzahl zu ermitteln.

$$\begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \end{pmatrix} := \begin{pmatrix} 271 \\ 542 \\ 271 \end{pmatrix} \quad \begin{pmatrix} n_1 \\ n_2 \\ n_3 \end{pmatrix} := \begin{pmatrix} 157500 \\ n_1 + 104 \\ n_2 + 1000000000 \end{pmatrix} \quad \begin{pmatrix} n_1 \\ n_2 \\ n_3 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 157500 \\ 157604 \\ 1000157604 \end{pmatrix}$$

Block Nr.1

Berechnung der maximal ertragbaren Schwingenspielzahl:

$$N_1 := \frac{k}{\sigma_1^m} \quad N_1 = 697418$$

Die Fläche $A_1=0W_1N_1$ wird berechnet:

$$A_1 := \frac{N_1 \cdot \sigma_1}{2} \quad A_1 = 9.45 \times 10^7$$

Berechnung der Steigung von $0W_1$:

$$w_1 := \frac{\sigma_1}{N_1}$$

Berechnung der Fläche im Block Nr.1:

$$S_1 := \int_0^{n_1} w_1 \cdot x \, dx$$

Berechnung der n_1 Schwingenspielzahl entsprechende fiktiver Spannung ζ_{11} :

$$\zeta_{11} := w_1 \cdot n_1$$

$$\zeta'_{21} := \zeta_{11}$$

Zusammenfassung der Ergebnisse zum Block Nr.1:

$$\begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \zeta_{11} \\ \zeta_{21} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 271 \\ 61.201 \\ 61.201 \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} N_1 \\ n_1 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 6.974 \times 10^5 \\ 1.575 \times 10^5 \end{pmatrix}$$

$$S_1 = 4819556.2$$

Block Nr.2

Berechnung der maximal ertragbaren Schwingenspielzahl:

$$N_2 := \frac{k}{\sigma_2^m} \quad N_2 = 681$$

Die Gesamtfläche $A_2 = 0W_2 N_2$:

$$A_2 := \frac{N_2 \cdot \sigma_2}{2} \quad A_2 = 1.846 \times 10^5$$

Berechnung der Steigung von $0W_2$:

$$w_2 := \frac{\sigma_2}{N_2}$$

Vergleich der Steigungen von $0W_2$ (w_2) und $0A'_{21}$ (a_2)

- ist $w_2 > a_2$ so ist $p_2 = -1$
- ist $w_2 < a_2$ so ist $p_2 = 1$

$$a_2 := w_1$$

$$\begin{pmatrix} a_2 \\ w_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 3.886 \times 10^{-4} \\ 0.796 \end{pmatrix}$$

$$p_2 := \begin{cases} -1 & \text{if } a_2 < w_2 \\ 1 & \text{if } a_2 > w_2 \end{cases} \rightarrow p_2 = -1$$

Jetzt werden die Rechteckflächen $A_{21n_1n_2}$ und $A_{11n_1n_2}$ berechnet. Aus der Steigung w_2 und Schwingenspielzahl n_1 kann ζ_{21} berechnet werden.

ζ_{11} ist aus dem Block1 bekannt:

$$\zeta_{21} := w_2 \cdot n_1$$

Nun wird die Verschiebung $b_2 = A'_{21} A_{21}$ berechnet:

$$b_2 := |\zeta_{21} - \zeta'_{21}| \quad b_2 = 1.253 \times 10^5$$

Es wird zunächst geprüft ob bereits vor dem Erreichen der geforderten Schwingenspielzahl n_2 , ein Schaden vorliegt. Es wird die Schwingenspielzahl N'_2 numerisch berechnet. Zusätzlich wird der Sicherheitsbeiwert s eingeführt:

$$s := 1$$

Annahme:

$$N'_2 := 1973$$

Vorgabe

$$k - m \cdot \log(N'_2) = w_2 \cdot N'_2 + p_2 \cdot b_2$$

$$\text{Find}(N'_2) = 157818$$

- ist $s \cdot n_2 > N'_2$ - die Berechnung kann nur bis N'_2 Schwingspiele durchgeführt werden
- ist $s \cdot n_2 > N'_2$ - die Lebensdauerabschätzung kann fortgesetzt werden

$$\begin{pmatrix} N'_2 \\ n_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 157818 \\ 157604 \end{pmatrix}$$

$$x_2 := \begin{cases} N'_2 & \text{if } s \cdot n_2 > N'_2 \\ n_2 & \text{if } s \cdot n_2 < N'_2 \end{cases} \quad x_2 = 157604$$

$$n_2 := x_2$$

Berechnung der Fläche $F_2 = A_{21} A_{22} n_2 n_1$:

$$F_2 := \int_{n_1}^{n_2} w_2 \cdot x \, dx$$

$$F_{21} := \zeta_{21} \cdot (n_2 - n_1)$$

$$F_{22} := \zeta'_{21} \cdot (n_2 - n_1)$$

S_2 kann folgendermaßen berechnet werden:

$$S_2 := F_2 + p_2 \cdot |F_{21} - F_{22}|$$

Es wird ζ'_{22} wie folgt berechnet.

$$\zeta_{22} := w_2 \cdot n_2$$

$$\zeta'_{22} := \zeta_{22} + p_2 \cdot b_2$$

$$\zeta'_{32} := \zeta'_{22}$$

Zusammenfassung der Ergebnisse zum Block Nr.2:

$$\begin{pmatrix} \sigma_2 \\ \zeta_{22} \\ \zeta'_{22} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 542 \\ 1.254 \times 10^5 \\ 143.964 \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} N_2 \\ N'_2 \\ n_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 681.073 \\ 1.578 \times 10^5 \\ 1.576 \times 10^5 \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} F_2 \\ F_{21} \\ F_{22} \\ S_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 13039566 \\ 13035262 \\ 6365 \\ 10669 \end{pmatrix}$$

Block Nr.3

Berechnung der maximal ertragbaren Schwingspielzahl:

$$N_3 := \frac{k}{\sigma_3^m} \quad N_3 = \mathbf{697418}$$

Die Gesamtfläche $A_3 = 0W_3N_3$:

$$A_3 := \frac{N_3 \cdot \sigma_3}{2}$$

Berechnung der Steigung von $0W_3$:

$$w_3 := \frac{\sigma_3}{N_3}$$

Vergleich der Steigungen von $0W_3(w_3)$ und $0A'_{32}(a_3)$

- ist $w_3 > a_3$ so ist $p_3 = -1$
- ist $w_3 < a_3$ so ist $p_3 = 1$

$$a_3 := \frac{\zeta'_{22}}{n_2}$$

$$\begin{pmatrix} a_3 \\ w_3 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 9.135 \times 10^{-4} \\ 3.886 \times 10^{-4} \end{pmatrix}$$

$$p_3 := \begin{cases} -1 & \text{if } a_3 < w_3 \\ 1 & \text{if } a_3 > w_3 \end{cases} \rightarrow p_3 = \mathbf{1}$$

Es werden die Rechteckflächen $A_{32}n_2n_3$ und $A'_{32}n_3n_2$ berechnen. Aus der Steigung w_3 und die Schwingspielzahlen n_2 und n_3 kann ζ'_{32} bzw. ζ_{32} berechnet werden.

$$\zeta_{32} := w_3 \cdot n_2$$

Nun wird die Verschiebung $b_3 = A'_{32}A_{32}$ berechnet:

$$b_3 := |\zeta_{32} - \zeta'_{32}| \quad b_3 = \mathbf{82.723}$$

Es wird zunächst geprüft ob bereits vor dem Erreichen der geforderten Schwingspielzahl n_2 , ein Schaden vorliegt. Es wird numerisch zuerst die Schwingspielzahl N'_2 berechnet.

Annahme:

$$N'_3 := \mathbf{1973}$$

Vorgabe

$$k - m \cdot \log(N'_3) = w_3 \cdot N'_3 + p_3 \cdot b_3$$

$$\text{Find}(N'_3) = \mathbf{5.071 \times 10^5}$$

- ist $s \cdot n_3 > N'_3$ - die Berechnung kann nur bis N'_3 Schwingspiele durchgeführt werden

- ist $s \cdot n_3 > N'_3$ - die Lebensdauerabschätzung kann fortgesetzt werden

$$\begin{pmatrix} N'_3 \\ n_3 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 507100 \\ 1000157604 \end{pmatrix}$$

$$x_3 := \begin{cases} N'_3 & \text{if } s \cdot n_3 > N'_3 \\ n_3 & \text{if } s \cdot n_3 < N'_3 \end{cases} \quad \boxed{x_3 = 507100}$$

$$\underline{n}_3 := x_3$$

Berechnung der Fläche $F_3 = A_{32} A_{33} n_3 n_2$:

$$F_3 := \int_{n_2}^{n_3} w_3 \cdot x \, dx$$

$$F_{31} := \zeta'_{32} \cdot (n_3 - n_2)$$

$$F_{32} := \zeta_{32} \cdot (n_3 - n_2)$$

S_3 kann folgendermaßen berechnet werden:

$$S_3 := F_3 + p_3 \cdot |F_{31} - F_{32}|$$

ζ'_{33} wird wie folgt berechnet.

$$\zeta_{33} := w_3 \cdot n_3$$

$$\zeta'_{33} := \zeta_{33} + p_3 \cdot b_3$$

$$\zeta'_{43} := \zeta'_{33}$$

Zusammenfassung der Ergebnisse zum Block Nr.3:

$$\begin{pmatrix} \sigma_3 \\ \zeta_{33} \\ \zeta'_{33} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 271 \\ 197.047 \\ 279.77 \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} N_3 \\ n_3 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 6.974 \times 10^5 \\ 5.071 \times 10^5 \end{pmatrix}$$

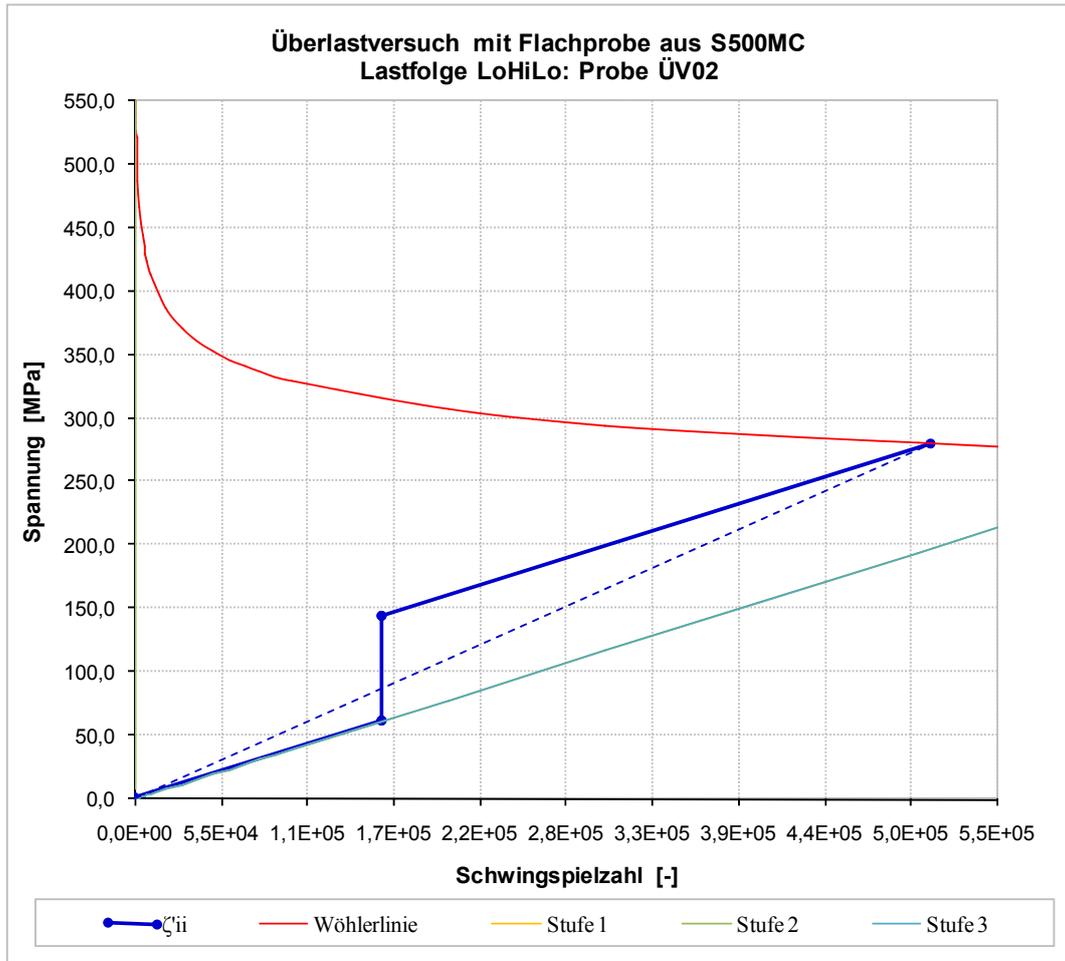
$$\begin{pmatrix} F_3 \\ F_{31} \\ F_{32} \\ S_3 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 45135311 \\ 50314942 \\ 21403529 \\ 74046724 \end{pmatrix}$$

Verifikation des Ergebnisses

Aus der Wöhlerliniengleichung folgt σ'_3 . Der Rechenablauf ist in Ordnung wenn $\sigma'_3 \approx \zeta'_{33}$:

$$\sigma'_3 := \left(\frac{k}{N'_3} \right)^{\frac{1}{m}} \quad \begin{pmatrix} \sigma'_3 \\ \zeta'_{33} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 279.775 \\ 279.77 \end{pmatrix}$$

Grafische Darstellung des Ergebnisses:



Bemerkung: Bei diesem Versuch handelt es sich um einen Dreistufenversuch, wobei die Spannungsamplituden in der ersten und letzten Stufe gleich sind. Der Schaden ist in der dritten Stufe aufgetreten. Der Sicherheitsbeiwert ist in diesem Fall $s=1$.

10.7.3. Berechnungsablauf nach Theil für die Probe ÜV02 mit $s=1.1$

Die Konstanten der Wöhlerlinie sind bekannt.
 Die Wöhlerliniengleichung wurde doppellogarithmisch nach Basquin definiert.

$$\underline{m} := 10$$

$$k := 1.49 \times 10^{30}$$

Die ersten zwei Blöcke sind vorgegeben. Der dritte Block wird bis zum Versagen der Probe aufgebracht. Es ist die maximal ertragbare Schwingspielzahl zu ermitteln.

$$\begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \end{pmatrix} := \begin{pmatrix} 271 \\ 542 \\ 271 \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} n_1 \\ n_2 \\ n_3 \end{pmatrix} := \begin{pmatrix} 157500 \\ n_1 + 104 \\ n_2 + 1000000000 \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} n_1 \\ n_2 \\ n_3 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 157500 \\ 157604 \\ 1000157604 \end{pmatrix}$$

Block Nr.1

Berechnung der maximal ertragbaren Schwingspielzahl:

$$N_1 := \frac{k}{\sigma_1^m} \quad N_1 = 697418$$

Die Fläche $A_1=0W_1N_1$ wird berechnet:

$$A_1 := \frac{N_1 \cdot \sigma_1}{2} \quad A_1 = 9.45 \times 10^7$$

Berechnung der Steigung von $0W_1$:

$$w_1 := \frac{\sigma_1}{N_1}$$

Berechnung der Fläche im Block Nr.1:

$$S_1 := \int_0^{n_1} w_1 \cdot x \, dx$$

Berechnung der n_1 Schwingspielzahl entsprechende fiktiver Spannung ζ_{11} :

$$\zeta_{11} := w_1 \cdot n_1$$

$$\zeta'_{21} := \zeta_{11}$$

Zusammenfassung der Ergebnisse zum Block Nr.1:

$$\begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \zeta_{11} \\ \zeta'_{21} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 271 \\ 61.201 \\ 61.201 \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} N_1 \\ n_1 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 6.974 \times 10^5 \\ 1.575 \times 10^5 \end{pmatrix}$$

$$S_1 = 4819556.2$$

Block Nr.2

Berechnung der maximal ertragbaren Schwingspielzahl:

$$N_2 := \frac{k}{\sigma_2^m} \quad N_2 = 681$$

Die Gesamtfläche $A_2=0W_2N_2$:

$$A_2 := \frac{N_2 \cdot \sigma_2}{2} \quad A_2 = 1.846 \times 10^5$$

Berechnung der Steigung von $0W_2$:

$$w_2 := \frac{\sigma_2}{N_2}$$

Vergleich der Steigungen von $0W_2$ (w_2) und $0A'_{21}$ (a_2)

- ist $w_2 > a_2$ so ist $p_2 = -1$
- ist $w_2 < a_2$ so ist $p_2 = 1$

$$a_2 := w_1$$

$$\begin{pmatrix} a_2 \\ w_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 3.886 \times 10^{-4} \\ 0.796 \end{pmatrix}$$

$$p_2 := \begin{cases} -1 & \text{if } a_2 < w_2 \\ 1 & \text{if } a_2 > w_2 \end{cases} \rightarrow p_2 = -1$$

Jetzt werden die Rechteckflächen $A_{21n_1n_2}$ und $A_{11n_1n_2}$ berechnet. Aus der Steigung w_2 und Schwingspielzahl n_1 kann ζ_{21} berechnet werden. ζ_{11} ist aus dem Block1 bekannt:

$$\zeta_{21} := w_2 \cdot n_1$$

Nun wird die Verschiebung $b_2 = A'_{21} A_{21}$ berechnet:

$$b_2 := |\zeta_{21} - \zeta'_{21}| \quad b_2 = 1.253 \times 10^5$$

Es wird zunächst geprüft ob bereits vor dem Erreichen der geforderten Schwingspielzahl n_2 , ein Schaden vorliegt. Es wird die Schwingspielzahl N'_2 numerisch berechnet. Zusätzlich wird der Sicherheitsbeiwert s eingeführt:

$$s := 1.1$$

Annahme:

$$N'_2 := 1973$$

Vorgabe

$$k - m \cdot \log(N'_2) = w_2 \cdot N'_2 + p_2 \cdot b_2$$

$$\text{Find}(N'_2) = 157818$$

- ist $s \cdot n_2 > N'_2$ - die Berechnung kann nur bis N'_2 Schwingspiele durchgeführt werden
- ist $s \cdot n_2 > N'_2$ - die Lebensdauerabschätzung kann fortgesetzt werden

$$\begin{pmatrix} N'_2 \\ n_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 157818 \\ 157604 \end{pmatrix}$$

$$x_2 := \begin{cases} N'_2 & \text{if } s \cdot n_2 > N'_2 \\ n_2 & \text{if } s \cdot n_2 < N'_2 \end{cases} \quad x_2 = 157818$$

$$n_2 := x_2$$

Berechnung der Fläche $F_2 = A_{21} A_{22} n_2 n_1$:

$$F_2 := \int_{n_1}^{n_2} w_2 \cdot x \, dx$$

$$F_{21} := \zeta_{21} \cdot (n_2 - n_1)$$

$$F_{22} := \zeta'_{21} \cdot (n_2 - n_1)$$

S_2 kann folgendermaßen berechnet werden:

$$S_2 := F_2 + p_2 \cdot |F_{21} - F_{22}|$$

ζ'_{22} wird folgendermaßen berechnet.

$$\zeta_{22} := w_2 \cdot n_2$$

$$\zeta'_{22} := \zeta_{22} + p_2 \cdot b_2$$

$$\zeta'_{32} := \zeta'_{22}$$

Zusammenfassung der Ergebnisse zum Block Nr.2:

$$\begin{pmatrix} \sigma_2 \\ \zeta_{22} \\ \zeta'_{22} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 542 \\ 1.256 \times 10^5 \\ 314.266 \end{pmatrix}$$

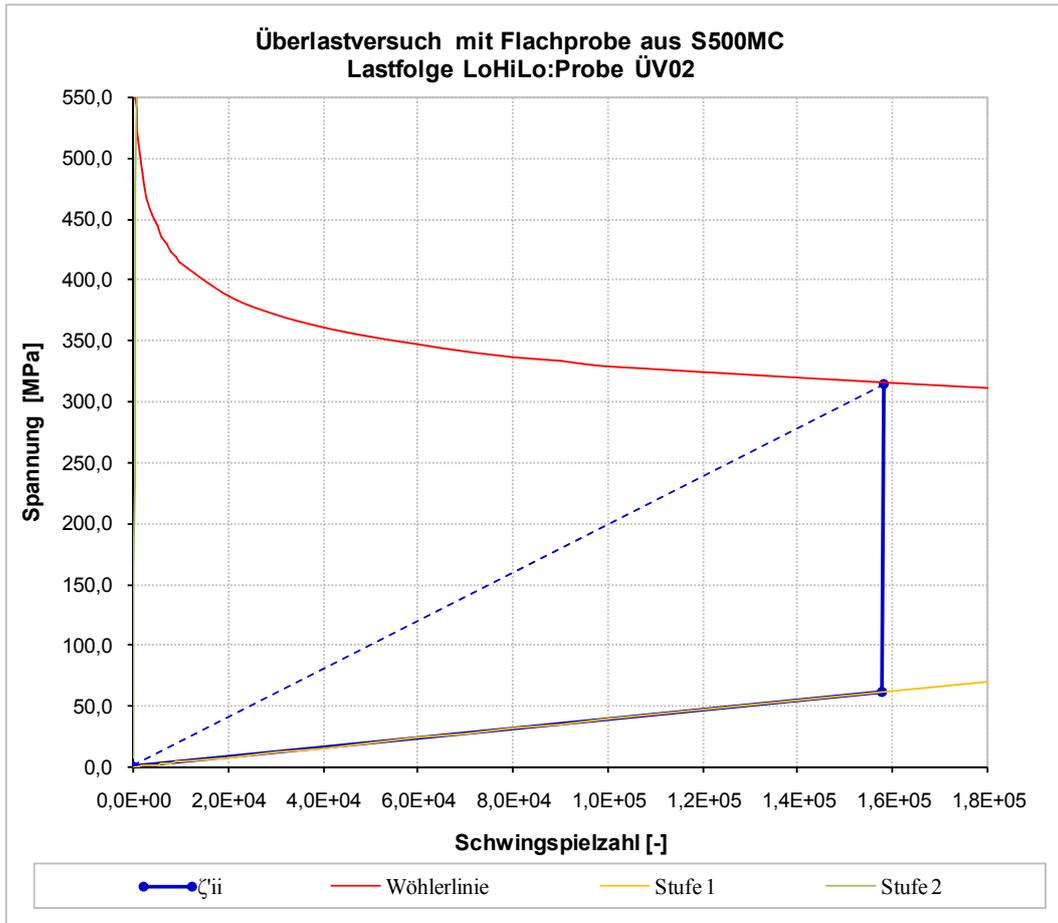
$$\begin{pmatrix} N_2 \\ N'_2 \\ n_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 681.073 \\ 1.578 \times 10^5 \\ 1.578 \times 10^5 \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} F_2 \\ F_{21} \\ F_{22} \\ S_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 39898059 \\ 39857822 \\ 19462 \\ 59699 \end{pmatrix}$$

Verifikation des Ergebnisses: aus der Wöhlerliniengleichung folgt σ'_2 . Der Rechenablauf ist in Ordnung wenn $\sigma'_2 \approx \zeta'_{22}$:

$$\sigma'_2 := \left(\frac{k}{N'_2} \right)^{\frac{1}{m}} \quad \begin{pmatrix} \sigma'_2 \\ \zeta'_{22} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 314.415 \\ 314.266 \end{pmatrix}$$

Grafische Darstellung des Ergebnisses:



Bemerkung: Bei diesem Versuch handelt es sich um einen Dreistufenversuch, wobei die Spannungsamplituden in der ersten und letzten Stufe gleich sind. Die dritte und gleichzeitig letzte Stufe wurde nicht dargestellt, da der Schaden bereits in der zweiten Stufe aufgetreten ist. Der Sicherheitsbeiwert ist in diesem Fall $s=1.1$.

10.8. Schweißbarer Feinkornbaustahl für Druckbehälter P355NL1

10.8.1. Versuch Nr.1: Versuchsergebnisse nach [83]

Lastfolge	$[n/N]_L$	$n_L \cdot 10^3$	$[n/N]_H$	$n_H \cdot 10^3$
LoHi (R=0; $\sigma_L=280\text{MPa}$, $\sigma_H=400\text{MPa}$)	0.832	111174	0.4	998
	0.832	111174	0.456	1138
	0.695	92868	0.374	933
	0.695	92868	0.815	2034
	0.551	73626	0.997	2488
	0.551	73626	0.63	1572
	0.414	55320	1.178	2940
	0.414	55320	0.9	2246
	0.229	30600	1.117	2788
	0.229	30600	1.03	2570

Lastfolge	$[n/N]_H$	$n_H \cdot 10^3$	$[n/N]_L$	$n_L \cdot 10^3$
HiLo (R=0; $\sigma_L=280\text{MPa}$, $\sigma_H=400\text{MPa}$)	0.8	1996	0.262	35009
	0.8	1996	0.318	42492
	0.65	1622	0.124	16569
	0.65	1622	0.187	24987
	0.488	1218	0.254	33940
	0.488	1218	0.270	36078
	0.32	799	0.300	40087
	0.32	799	0.595	79505
	0.16	399	0.490	65475
	0.16	399	0.648	86587

Lastfolge	$[n/N]_L$	$n_L \cdot 10^3$	$[n/N]_H$	$n_H \cdot 10^3$
LoHi (R=0; $\sigma_L=280\text{MPa}$, $\sigma_H=330\text{MPa}$)	0.737	98480	0.633	13519
	0.737	98480	0.51	10892
	0.600	80173	0.647	13818
	0.600	80173	0.229	4891
	0.460	61466	1.187	25351
	0.460	61466	0.988	21101
	0.323	43160	0.82	17513
	0.323	43160	0.718	15335
	0.185	24720	1.261	26932
	0.185	24720	1.122	23963

Lastfolge	$[n/N]_H$	$n_H \cdot 10^3$	$[n/N]_L$	$n_L \cdot 10^3$
HiLo (R=0; $\sigma_L=280\text{MPa}$, $\sigma_H=330\text{MPa}$)	0.877	18730	0.160	21380
	0.675	14416	0.278	37147
	0.675	14416	0.180	24052
	0.479	10230	0.396	52914
	0.479	10230	0.230	30733
	0.27	5766	0.300	40087
	0.27	5766	0.263	35143
	0.08	1709	0.883	117989
	0.08	1709	0.756	101018

10.8.2. Versuch Nr.2: Versuchsergebnisse nach [83]

Lastfolge	$[n/N]_L$	$n_L \cdot 10^3$	$[n/N]_H$	$n_H \cdot 10^3$
LoHi (R=0.15; $\sigma_L=280.5\text{MPa}$, $\sigma_H=340\text{MPa}$)	0.221	98031	0.930	50481
	0.221	98031	1.490	80879
	0.445	197393	0.834	45270
	0.445	197393	0.855	46410
	0.669	296754	0.557	30235

Lastfolge	$[n/N]_H$	$n_H \cdot 10^3$	$[n/N]_L$	$n_L \cdot 10^3$
HiLo (R=0.15; $\sigma_L=280.5\text{MPa}$, $\sigma_H=340\text{MPa}$)	0.557	30235	0.678	300747
	0.557	30235	0.888	393898
	0.364	19758	0.929	412085
	0.364	19758	1.520	674240
	0.184	9988	1.300	576653
	0.184	9988	0.913	404988

10.8.3. Versuch Nr.3: Versuchsergebnisse nach [83]

Lastfolge	$[n/N]_L$	$n_L \cdot 10^3$	$[n/N]_H$	$n_H \cdot 10^3$
LoHi (R=0.3; $\sigma_L=245\text{MPa}$, $\sigma_H=280\text{MPa}$)	0.163	15013807	0.975	7747393
	0.163	15013807	0.922	7326253
	0.329	30303941	1.008	8009613
	0.329	30303941	0.771	6126400
	0.499	45962512	0.501	3980968
	0.499	45962512	0.486	3861778
	0.652	60055226	0.652	5180821
	0.828	76266453	0.424	3369123
	0.828	76266453	0.206	1636885

Lastfolge	$[n/N]_H$	$n_H \cdot 10^3$	$[n/N]_L$	$n_L \cdot 10^3$
HiLo (R=0.3; $\sigma_L=245\text{MPa}$, $\sigma_H=280\text{MPa}$)	0.757	6015156	0.276	25422151
	0.757	6015156	0.420	38685882
	0.606	4815303	0.499	45962512
	0.606	4815303	0.572	52686487
	0.455	3615450	0.446	41080722
	0.455	3615450	0.676	62265848
	0.304	2415597	0.750	69081932
	0.304	2415597	0.798	73503175
	0.153	1215745	0.707	65121234
	0.153	1215745	1.163	107123049

10.8.4. Berechnungsablauf für die Probe Nr.1 (LoHi) aus der **Tab. 25.**

Die Konstanten der Wöhlerlinie sind bekannt, siehe **Tab. 23.**
 Die Wöhlerlinie wurde im doppellogarithmischen Netz nach Basquin definiert.

$$\begin{aligned}
 m &:= 11.16 \\
 k &:= 2.73 \cdot 10^{32}
 \end{aligned}$$

Der erste Block ist vorgegeben und der zweite Block wird bis zum Versagen der Probe aufgebracht. Es ist die maximal ertragbare Schwingspielzahl zu ermitteln.

$$\begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \end{pmatrix} := \begin{pmatrix} 280 \\ 400 \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} n_1 \\ n_2 \end{pmatrix} := \begin{pmatrix} 111174 \\ n_1 + 100000000 \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} n_1 \\ n_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 111174 \\ 100111174 \end{pmatrix}$$

Block Nr.1

Berechnung der maximal ertragbaren Schwingspielzahl:

$$N_1 := \frac{k}{\sigma_1^m} \quad N_1 = 133622$$

Die Fläche $A_1 = 0W_1 N_1$ wird berechnet:

$$A_1 := \frac{N_1 \cdot \sigma_1}{2} \quad A_1 = 1.871 \times 10^7$$

Berechnung der Steigung von $0W_1$:

$$w_1 := \frac{\sigma_1}{N_1}$$

Berechnung der Fläche im Block Nr.1:

$$S_1 := \int_0^{n_1} w_1 \cdot x \, dx$$

Berechnung der n_1 Schwingspielzahl entsprechenden fiktiven Spannung ζ_{11} :

$$\begin{aligned}
 \zeta_{11} &:= w_1 \cdot n_1 \\
 \zeta'_{21} &:= \zeta_{11}
 \end{aligned}$$

Zusammenfassung der Ergebnisse zum Block Nr.1:

$$\begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \zeta_{11} \\ \zeta'_{21} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 280 \\ 232.96 \\ 232.96 \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} N_1 \\ n_1 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1.336 \times 10^5 \\ 1.112 \times 10^5 \end{pmatrix}$$

$$S_1 = 1.295 \times 10^7$$

Block Nr.2

Berechnung der maximal ertragbaren Schwingspielzahl:

$$N_2 := \frac{k}{\sigma_2 \cdot m} \quad N_2 = 2496$$

Die Gesamtfläche $A_2 = 0W_2 N_2$:

$$A_2 := \frac{N_2 \cdot \sigma_2}{2} \quad A_2 = 4.991 \times 10^5$$

Berechnung der Steigung von $0W_2$:

$$w_2 := \frac{\sigma_2}{N_2}$$

Vergleich der Steigungen von $0W_2$ (w_2) und $0A'_{21}$ (a_2)

- ist $w_2 > a_2$ so ist $p_2 = -1$
- ist $w_2 < a_2$ so ist $p_2 = 1$

$$a_2 := w_1$$

$$\begin{pmatrix} a_2 \\ w_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 2.095 \times 10^{-3} \\ 0.16 \end{pmatrix}$$

$$p_2 := \begin{cases} -1 & \text{if } a_2 < w_2 \\ 1 & \text{if } a_2 > w_2 \end{cases} \rightarrow p_2 = -1$$

Jetzt werden die Rechteckflächen $A_{21n_1n_2}$ und $A_{11n_1n_2}$ berechnet. Aus der Steigung w_2 und Schwingspielzahl n_1 kann ζ_{21} berechnet werden.

ζ_{11} ist aus dem Block1 bekannt:

$$\zeta_{21} := w_2 \cdot n_1$$

Nun wird die Verschiebung $b_2 = A'_{21} A_{21}$ berechnet:

$$b_2 := |\zeta_{21} - \zeta'_{21}| \quad b_2 = 1.759 \times 10^4$$

Es wird zunächst geprüft ob bereits vor dem Erreichen der geforderten Schwingspielzahl n_2 , ein Schaden vorliegt. Es wird die Schwingspielzahl N'_2 numerisch berechnet. Zusätzlich wird der Sicherheitsbeiwert s eingeführt:

$$s := 1.1$$

Annahme:

$$N'_2 := 1973$$

Vorgabe

$$\left(\frac{k}{N'_2}\right)^{\frac{1}{m}} = w_2 \cdot N'_2 + p_2 \cdot b_2$$

Suchen(N'_2) = **111496**

- ist $s \cdot n_2 > N'_2$ - die Berechnung kann nur bis N'_2 Schwingspiele durchgeführt werden
- ist $s \cdot n_2 > N'_2$ - die Lebensdauerabschätzung kann mit n_2 Schwingspielen fortgesetzt werden

$$\begin{pmatrix} N'_2 \\ n_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 111496 \\ 100111174 \end{pmatrix}$$

$$x_2 := \begin{cases} N'_2 & \text{if } s \cdot n_2 > N'_2 \\ n_2 & \text{if } s \cdot n_2 < N'_2 \end{cases} \rightarrow \boxed{x_2 = 111496}$$

$$n_2 := x_2$$

Berechnung der Flächen:

$$F_2 := \int_{n_1}^{n_2} w_2 \cdot x \, dx$$

$$F_{21} := \zeta_{21} \cdot (n_2 - n_1)$$

$$F_{22} := \zeta'_{21} \cdot (n_2 - n_1)$$

S_2 kann folgendermaßen berechnet werden:

$$S_2 := F_2 + p_2 \cdot |F_{21} - F_{22}|$$

ζ'_{22} wird wie folgt berechnet.

$$\zeta_{22} := w_2 \cdot n_2$$

$$\zeta'_{22} := \zeta_{22} + p_2 \cdot b_2$$

$$\zeta'_{32} := \zeta'_{22}$$

Zusammenfassung der Ergebnisse zum Block Nr.2:

$$\begin{pmatrix} \sigma_2 \\ \zeta_{22} \\ \zeta'_{22} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 400 \\ 1.787 \times 10^4 \\ 284.572 \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} N_2 \\ N'_2 \\ n_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 2.496 \times 10^3 \\ 1.115 \times 10^5 \\ 1.115 \times 10^5 \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} F_2 \\ F_{21} \\ F_{22} \\ S_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 5746117 \\ 5737807 \\ 75013 \\ 83323 \end{pmatrix}$$

Verifikation des Ergebnisses: aus der Wöhlerliniengleichung folgt σ'_2 . Der Rechenablauf ist korrekt wenn $\sigma'_2 \approx \zeta'_{22}$:

$$\sigma'_2 := \left(\frac{k}{N'_2}\right)^{\frac{1}{m}} \sigma_2 = 284.579$$

$$\begin{pmatrix} \sigma'_2 \\ \zeta'_{22} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 284.579 \\ 284.572 \end{pmatrix}$$

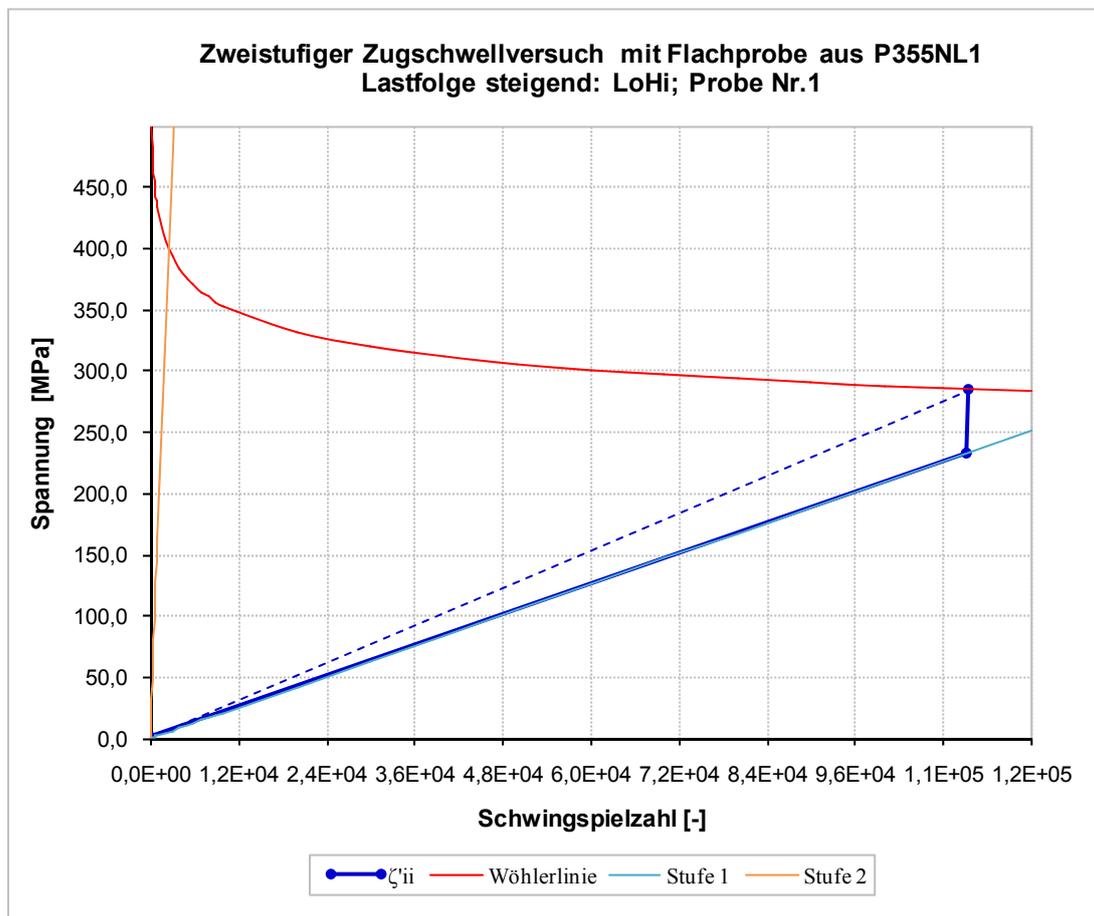
Die gesuchte Schwingspielzahl ist also:

$$N'_2 = 111496$$

Zusammenfassung:

$$\begin{pmatrix} n_1 \\ n_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 111174 \\ 111496 \end{pmatrix} \quad \begin{pmatrix} \zeta_{11} \\ \zeta_{22} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 232.96 \\ 284.572 \end{pmatrix}$$

Das Ergebnis kann grafisch, wie folgt dargestellt werden:



10.8.5. Berechnungsablauf für die Probe Nr.8 (HiLo) aus der Tab. 26

Die Konstanten der Wöhlerlinie sind bekannt, siehe Tab. 23.
 Die Wöhlerlinie wurde im doppellogarithmischen Netz nach Basquin definiert.

$$m := 11.16$$

$$k := 2.73 \cdot 10^{32}$$

Der erste Block ist vorgegeben und der zweite Block wird bis zum Versagen der Probe aufgebracht. Es ist die maximal ertragbare Schwingenspielzahl zu ermitteln. Es wird zunächst angenommen, dass auf der niedrigeren Spannungsstufe ($n_1 + 100000000$) Amplituden eingestreut werden können.

$$\begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \end{pmatrix} := \begin{pmatrix} 400 \\ 280 \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} n_1 \\ n_2 \end{pmatrix} := \begin{pmatrix} 799 \\ n_1 + 100000000 \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} n_1 \\ n_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 799 \\ 100000799 \end{pmatrix}$$

Block Nr.1

Berechnung der maximal ertragbaren Schwingenspielzahl:

$$N_1 := \frac{k}{\sigma_1^m}$$

$$N_1 = 2496$$

Die Fläche $A_1 = 0.5 \cdot w_1 \cdot N_1$ wird berechnet:

$$A_1 := \frac{N_1 \cdot \sigma_1}{2}$$

$$A_1 = 4.991 \times 10^5$$

Berechnung der Steigung von $0.5 \cdot w_1$:

$$w_1 := \frac{\sigma_1}{N_1}$$

Berechnung der Fläche im Block Nr.1:

$$S_1 := \int_0^{n_1} w_1 \cdot x \, dx$$

Berechnung der n_1 Schwingenspielzahl entsprechenden fiktiven Spannung ζ_{11} :

$$\zeta_{11} := w_1 \cdot n_1$$

$$\zeta'_{21} := \zeta_{11}$$

Zusammenfassung der Ergebnisse zum Block Nr.1:

$$\begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \zeta_{11} \\ \zeta'_{21} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 400 \\ 128.066 \\ 128.066 \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} N_1 \\ n_1 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 2.496 \times 10^3 \\ 799 \end{pmatrix}$$

$$S_1 = 51162.3$$

Block Nr.2

Berechnung der maximal ertragbaren Schwingspielzahl:

$$N_2 := \frac{k}{\sigma_2 \cdot m}$$

$$N_2 = 133622$$

Die Gesamtfläche $A_2 = 0W_2 N_2$:

$$A_2 := \frac{N_2 \cdot \sigma_2}{2}$$

$$A_2 = 1.871 \times 10^7$$

Berechnung der Steigung von $0W_2$:

$$w_2 := \frac{\sigma_2}{N_2}$$

Vergleich der Steigungen von $0W_2$ (w_2) und $0A'_{21}$ (a_2)

- ist $w_2 > a_2$ so ist $p_2 = -1$
- ist $w_2 < a_2$ so ist $p_2 = 1$

$$a_2 := w_1$$

$$\begin{pmatrix} a_2 \\ w_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0.16 \\ 2.095 \times 10^{-3} \end{pmatrix}$$

$$p_2 := \begin{cases} -1 & \text{if } a_2 < w_2 \\ 1 & \text{if } a_2 > w_2 \end{cases} \rightarrow p_2 = 1$$

Jetzt werden die Rechteckflächen $A_{21} n_1 n_2$ und $A_{11} n_1 n_2$ berechnen. Aus der Steigung w_2 und Schwingspielzahl n_1 kann ζ_{21} berechnet werden.

ζ_{11} ist aus dem Block1 bekannt:

$$\zeta_{21} := w_2 \cdot n_1$$

Nun wird die Verschiebung $b_2 = A'_{21} A_{21}$ berechnet:

$$b_2 := |\zeta_{21} - \zeta'_{21}|$$

$$b_2 = 126.392$$

Es wird zunächst geprüft ob bereits vor dem Erreichen der geforderten Schwingspielzahl n_2 , ein Schaden vorliegt. Es wird zuerst die Schwingspielzahl N'_2 numerisch berechnet. Zusätzlich wird der Sicherheitsbeiwert s eingeführt:

$$s := 1.1$$

Annahme:

$$N'_2 := 1973$$

Vorgabe

$$\left(\frac{k}{N'_2}\right)^m = w_2 \cdot N'_2 + p_2 \cdot b_2$$

$$\text{Suchen}(N'_2) = 79646$$

- ist $s \cdot n_2 > N'_2$ - die Berechnung kann nur bis N'_2 Schwingspiele durchgeführt werden
- ist $s \cdot n_2 > N'_2$ - die Lebensdauerabschätzung kann mit n_2 Schwingspielen fortgesetzt werden

$$\begin{pmatrix} N'_2 \\ n_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 79646 \\ 10000799 \end{pmatrix}$$

$$x_2 := \begin{cases} N'_2 & \text{if } s \cdot n_2 > N'_2 \\ n_2 & \text{if } s \cdot n_2 < N'_2 \end{cases} \rightarrow x_2 = 79646$$

$$n_2 := x_2$$

Berechnung der Flächen:

$$F_2 := \int_{n_1}^{n_2} w_2 \cdot x \, dx$$

$$F_{21} := \zeta_{21} \cdot (n_2 - n_1)$$

$$F_{22} := \zeta'_{21} \cdot (n_2 - n_1)$$

S_2 kann folgendermaßen berechnet werden:

$$S_2 := F_2 + p_2 \cdot |F_{21} - F_{22}|$$

ζ'_{22} kann wie folgt berechnet werden.

$$\zeta_{22} := w_2 \cdot n_2$$

$$\zeta'_{22} := \zeta_{22} + p_2 \cdot b_2$$

$$\zeta'_{32} := \zeta'_{22}$$

Zusammenfassung der Ergebnisse zum Block Nr.2:

$$\begin{pmatrix} \sigma_2 \\ \zeta_{22} \\ \zeta'_{22} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 280 \\ 166.895 \\ 293.287 \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} N_2 \\ N'_2 \\ n_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1.336 \times 10^5 \\ 7.965 \times 10^4 \\ 7.965 \times 10^4 \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} F_2 \\ F_{21} \\ F_{22} \\ S_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 6645585 \\ 132011 \\ 10097615 \\ 16611189 \end{pmatrix}$$

Verifikation des Ergebnisses: aus der Wöhlerliniengleichung folgt σ'_2 . Der Rechenablauf ist korrekt wenn $\sigma'_2 \approx \zeta'_{22}$:

$$\sigma'_2 := \left(\frac{k}{N'_2} \right)^{\frac{1}{m}} \sigma'_2 = 293.288$$

$$\begin{pmatrix} \sigma'_2 \\ \zeta'_{22} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 293.288 \\ 293.287 \end{pmatrix}$$

Die gesuchte Schwingspielzahl beträgt also:

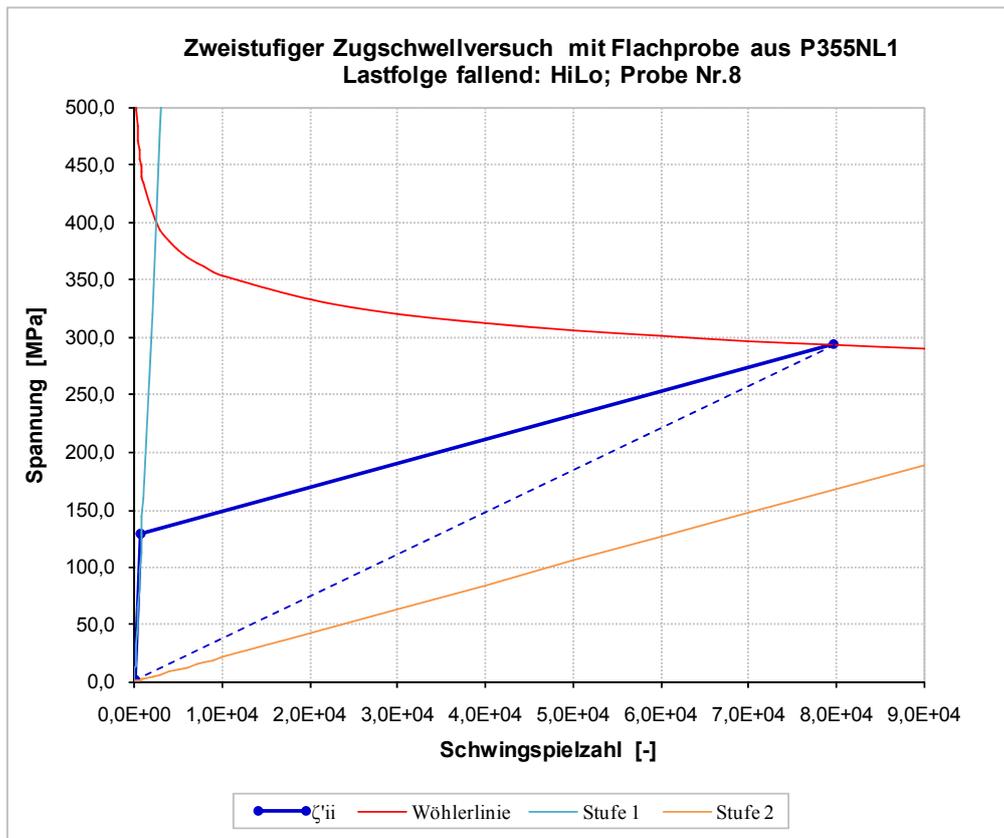
$$N'_2 = 79646$$

Zusammenfassung:

$$\begin{pmatrix} n_1 \\ n_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 799 \\ 79646 \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} \zeta_{11} \\ \zeta_{22} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 128.066 \\ 293.287 \end{pmatrix}$$

Das Ergebnis kann grafisch, wie folgt dargestellt werden:



10.9. Schweißbarer Feinkornbaustahl MSZ 500-BC-3 (S460MC)

10.9.1. Geprüfte dreistufige Blockprogramme nach [84]

Lastfolge: $\sigma_h \rightarrow \sigma_r \rightarrow \sigma_t$				
Probe Nr.1	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
σ_h [MPa]=	260	20805	104027	0.200
σ_r [MPa]=	240	41214	206071	0.200
σ_t [MPa]=	220	bis Schaden	408215	bis Schaden
Probe Nr.2	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
σ_h [MPa]=	260	41611	104027	0.400
σ_r [MPa]=	240	41214	206071	0.200
σ_t [MPa]=	220	bis Schaden	408215	bis Schaden
Probe Nr.3	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
σ_h [MPa]=	260	62416	104027	0.600
σ_r [MPa]=	240	41214	206071	0.200
σ_t [MPa]=	220	bis Schaden	408215	bis Schaden

Lastfolge: $\sigma_t \rightarrow \sigma_r \rightarrow \sigma_h$				
Probe Nr.4	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
σ_t [MPa]=	220	81643	408215	0.200
σ_r [MPa]=	240	41214	206071	0.200
σ_h [MPa]=	260	bis Schaden	104027	bis Schaden
Probe Nr.5	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
σ_t [MPa]=	220	163286	408215	0.400
σ_r [MPa]=	240	41214	206071	0.200
σ_h [MPa]=	260	bis Schaden	104027	bis Schaden
Probe Nr.6	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
σ_t [MPa]=	220	244929	408215	0.600
σ_r [MPa]=	240	41214	206071	0.200
σ_h [MPa]=	260	bis Schaden	104027	bis Schaden

Lastfolge: $\sigma_h \rightarrow \sigma_t \rightarrow \sigma_r$				
Probe Nr.7	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
σ_h [MPa]=	260	20805	104027	0.200
σ_t [MPa]=	220	81643	408215	0.200
σ_r [MPa]=	240	bis Schaden	206071	bis Schaden
Probe Nr.8	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
σ_h [MPa]=	260	41611	104027	0.400
σ_t [MPa]=	220	81643	408215	0.200
σ_r [MPa]=	240	bis Schaden	206071	bis Schaden
Probe Nr.9	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
σ_h [MPa]=	260	62416	104027	0.600
σ_t [MPa]=	220	81643	408215	0.200
σ_r [MPa]=	240	bis Schaden	206071	bis Schaden

Lastfolge: $\sigma_r \rightarrow \sigma_t \rightarrow \sigma_h$				
Probe Nr.10	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
σ_r [MPa]=	240	41214	206071	0.200
σ_t [MPa]=	220	81643	408215	0.200
σ_h [MPa]=	260	bis Schaden	104027	bis Schaden
Probe Nr.11	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
σ_r [MPa]=	240	82428	206071	0.400
σ_t [MPa]=	220	81643	408215	0.200
σ_h [MPa]=	260	bis Schaden	104027	bis Schaden
Probe Nr.12	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
σ_r [MPa]=	240	123643	206071	0.600
σ_t [MPa]=	220	81643	408215	0.200
σ_h [MPa]=	260	bis Schaden	104027	bis Schaden

Lastfolge: $\sigma_r \rightarrow \sigma_h \rightarrow \sigma_t$				
Probe Nr.13	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
σ_r [MPa]=	240	41214	206071	0.200
σ_h [MPa]=	260	20805	104027	0.200
σ_t [MPa]=	220	bis Schaden	408215	bis Schaden
Probe Nr.14	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
σ_r [MPa]=	240	82428	206071	0.400
σ_h [MPa]=	260	20805	104027	0.200
σ_t [MPa]=	220	bis Schaden	408215	bis Schaden
Probe Nr.15	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
σ_r [MPa]=	240	123643	206071	0.600
σ_h [MPa]=	260	20805	104027	0.200
σ_t [MPa]=	220	bis Schaden	408215	bis Schaden

Lastfolge: $\sigma_t \rightarrow \sigma_h \rightarrow \sigma_r$				
Probe Nr.16	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
σ_t [MPa]=	220	81643	408215	0.200
σ_h [MPa]=	260	20805	104027	0.200
σ_r [MPa]=	240	bis Schaden	206071	bis Schaden
Probe Nr.17	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
σ_t [MPa]=	220	163286	408215	0.400
σ_h [MPa]=	260	20805	104027	0.200
σ_r [MPa]=	240	bis Schaden	206071	bis Schaden
Probe Nr.18	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
σ_t [MPa]=	220	244929	408215	0.600
σ_h [MPa]=	260	20805	104027	0.200
σ_r [MPa]=	240	bis Schaden	206071	bis Schaden

10.9.2. Berechnungsablauf für die Probe Nr.3 aus der Tab. 40.

Die Konstanten der Wöhlerlinie sind bekannt, siehe Tab. 38.
 Die Wöhlerlinie wurde im einfachlogarithmischen Netz nach Wöhler definiert.

$$\begin{aligned}
 m &:= 67.369 \\
 k &:= 598
 \end{aligned}$$

Die ersten zwei Blöcke sind vorgegeben. Der dritte Block wird bis zum Versagen der Probe aufgebracht. Es ist die maximal ertragbare Schwingenspielzahl zu ermitteln.

$$\begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \end{pmatrix} := \begin{pmatrix} 260 \\ 240 \\ 220 \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} n_1 \\ n_2 \\ n_3 \end{pmatrix} := \begin{pmatrix} 62416 \\ n_1 + 41214 \\ n_2 + 100000000 \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} n_1 \\ n_2 \\ n_3 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 62416 \\ 103630 \\ 100103630 \end{pmatrix}$$

Block Nr.1

Berechnung der maximal ertragbaren Schwingenspielzahl:

$$N_1 := 10^{\frac{k-\sigma_1}{m}} \quad N_1 = 104026.6$$

Die Fläche $A_1=0W_1N_1$ wird berechnet:

$$A_1 := \frac{N_1 \cdot \sigma_1}{2} \quad A_1 = 1.352 \times 10^7$$

Berechnung der Steigung von $0W_1$:

$$w_1 := \frac{\sigma_1}{N_1}$$

Berechnung der Fläche im Block Nr.1:

$$S_1 := \int_0^{n_1} w_1 \cdot x \, dx$$

Berechnung der n_1 Schwingenspielzahl entsprechenden fiktiven Spannung ζ_{11} :

$$\zeta_{11} := w_1 \cdot n_1$$

$$\zeta'_{21} := \zeta_{11}$$

Zusammenfassung der Ergebnisse zum Block Nr.1:

$$\begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \zeta_{11} \\ \zeta'_{21} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 260 \\ 156 \\ 156 \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} N_1 \\ n_1 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1.04 \times 10^5 \\ 6.242 \times 10^4 \end{pmatrix} \quad S_1 = 4868451.3$$

Block Nr.2

Berechnung der maximal ertragbaren Schwingspielzahl:

$$N_2 := 10^{\frac{k-\sigma_2}{m}} \quad N_2 = 206071$$

Die Gesamtfläche $A_2 = 0W_2N_2$:

$$A_2 := \frac{N_2 \cdot \sigma_2}{2} \quad A_2 = 2.473 \times 10^7$$

Berechnung der Steigung von $0W_2$:

$$w_2 := \frac{\sigma_2}{N_2}$$

Vergleich der Steigungen von $0W_2$ (w_2) und $0A'_{21}$ (a_2)

- ist $w_2 > a_2$ so ist $p_2 = -1$
- ist $w_2 < a_2$ so ist $p_2 = 1$

$$a_2 := w_1$$

$$\begin{pmatrix} a_2 \\ w_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 2.499 \times 10^{-3} \\ 1.165 \times 10^{-3} \end{pmatrix}$$

$$p_2 := \begin{cases} -1 & \text{if } a_2 < w_2 \\ 1 & \text{if } a_2 > w_2 \end{cases} \rightarrow p_2 = 1$$

Jetzt werden die Rechteckflächen $A_{21}n_1n_2$ und $A_{11}n_1n_2$ berechnet. Aus der Steigung w_2 und Schwingspielzahl n_1 kann ζ_{21} berechnet werden.

ζ_{11} ist aus dem Block1 bekannt:

$$\zeta_{21} := w_2 \cdot n_1$$

Nun wird die Verschiebung $b_2 = A'_{21}A_{21}$ berechnet:

$$b_2 := |\zeta_{21} - \zeta'_{21}| \quad b_2 = 83.307$$

Es wird zunächst geprüft ob bereits vor dem Erreichen der geforderten Schwingspielzahl n_2 , ein Schaden vorliegt. Es wird die Schwingspielzahl N'_2 berechnet. Zusätzlich wird der Sicherheitsbeiwert s eingeführt:

$$s := 1.1$$

Annahme:

$$N'_2 := 1973$$

Vorgabe

$$k - m \cdot \log(N'_2) = w_2 \cdot N'_2 + p_2 \cdot b_2$$

Suchen $(N'_2) = 143612$

- ist $s \cdot n_2 > N'_2$ - die Berechnung kann nur bis N'_2 Schwingspiele durchgeführt werden
- ist $s \cdot n_2 > N'_2$ - die Lebensdauerabschätzung kann fortgesetzt werden

$$\begin{pmatrix} N'_2 \\ n_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 143612 \\ 103630 \end{pmatrix}$$

$$x_2 := \begin{cases} N'_2 & \text{if } s \cdot n_2 > N'_2 \\ n_2 & \text{if } s \cdot n_2 < N'_2 \end{cases} \rightarrow x_2 = 103630$$

$n_2 := x_2$

Berechnung der Fläche $F_2 = A_{21} A_{22} n_2 n_1$:

$$F_2 := \int_{n_1}^{n_2} w_2 \cdot x \, dx$$

$$F_{21} := \zeta_{21} \cdot (n_2 - n_1)$$

$$F_{22} := \zeta'_{21} \cdot (n_2 - n_1)$$

S_2 kann folgendermaßen berechnet werden:

$$S_2 := F_2 + p_2 \cdot |F_{21} - F_{22}|$$

Wir wollen noch ζ'_{22} berechnen. Dazu berechnen wir zuerst ζ_{22} wie folgt:

$$\zeta_{22} := w_2 \cdot n_2$$

$$\zeta'_{22} := \zeta_{22} + p_2 \cdot b_2$$

$$\zeta'_{32} := \zeta'_{22}$$

Zusammenfassung der Ergebnisse zum Block Nr.2:

$$\begin{pmatrix} \sigma_2 \\ \zeta_{22} \\ \zeta'_{22} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 240 \\ 120.692 \\ 204 \end{pmatrix} \quad \begin{pmatrix} N_2 \\ N'_2 \\ n_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 2.061 \times 10^5 \\ 1.436 \times 10^5 \\ 1.036 \times 10^5 \end{pmatrix} \quad \begin{pmatrix} F_2 \\ F_{21} \\ F_{22} \\ S_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 3985085 \\ 2995954 \\ 6429388 \\ 7418520 \end{pmatrix}$$

Block Nr.3

Berechnung der maximal ertragbaren Schwingspielzahl:

$$N_3 := 10^{\frac{k - \sigma_3}{m}} \quad N_3 = 408215.3$$

Die Gesamtfläche $A_3 = 0W_3 N_3$:

$$A_3 := \frac{N_3 \cdot \sigma_3}{2} \quad A_3 = 4.49 \times 10^7$$

Berechnung der Steigung von $0W_3$:

$$w_3 := \frac{\sigma_3}{N_3} \quad w_3 = 5.389 \times 10^{-4}$$

Vergleich der Steigungen von $0W_3(w_3)$ und $0A'_{32}(a_3)$

- ist $w_3 > a_3$ so ist $p_3 = -1$
- ist $w_3 < a_3$ so ist $p_3 = 1$

$$a_3 := \frac{\zeta'_{22}}{n_2}$$

$$\begin{pmatrix} a_3 \\ w_3 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1.969 \times 10^{-3} \\ 5.389 \times 10^{-4} \end{pmatrix}$$

$$p_3 := \begin{cases} -1 & \text{if } a_3 < w_3 \\ 1 & \text{if } a_3 > w_3 \end{cases} \rightarrow p_3 = 1$$

Jetzt werden die Rechteckflächen $A_{32}n_2n_3$ und $A'_{32}n_3n_2$ berechnet. Aus der Steigung w_3 und die Schwingspielzahlen n_2 und n_3 kann ζ'_{32} bzw. ζ_{32} berechnet werden.

$$\zeta_{32} := w_3 \cdot n_2$$

Nun wird die Verschiebung $b_3 = A'_{32}A_{32}$ berechnet:

$$b_3 := |\zeta_{32} - \zeta'_{32}| \quad b_3 = 148.15$$

Es wird zunächst geprüft ob bereits vor dem Erreichen der geforderten Schwingspielzahl n_2 , ein Schaden vorliegt. Es wird die Schwingspielzahl N'_2 berechnet.

Annahme:

$$N'_3 := 1973$$

Vorgabe

$$k - m \cdot \log(N'_3) = w_3 \cdot N'_3 + p_3 \cdot b_3$$

$$\text{Suchen}(N'_3) = 1.783 \times 10^5$$

- ist $s \cdot n_3 > N'_3$ - die Berechnung kann nur bis N'_3 Schwingspiele durchgeführt werden
- ist $s \cdot n_3 > N'_3$ - die Lebensdauerabschätzung kann fortgesetzt werden

$$\begin{pmatrix} N'_3 \\ n_3 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 178300 \\ 100103630 \end{pmatrix}$$

$$x_3 := \begin{cases} N'_3 & \text{if } s \cdot n_3 > N'_3 \\ n_3 & \text{if } s \cdot n_3 < N'_3 \end{cases} \rightarrow \boxed{x_3 = 178300}$$

$$w_3 := x_3$$

Berechnung der Fläche $F_3 = A_{32} A_{33} n_3 n_2$:

$$F_3 := \int_{n_2}^{n_3} w_3 \cdot x \, dx$$

$$F_{31} := \zeta'_{32} \cdot (n_3 - n_2)$$

$$F_{32} := \zeta_{32} \cdot (n_3 - n_2)$$

S_3 kann folgendermaßen berechnet werden:

$$S_3 := F_3 + p_3 \cdot |F_{31} - F_{32}|$$

ζ'_{33} wird wie folgt berechnet.

$$\zeta_{33} := w_3 \cdot n_3$$

$$\zeta'_{33} := \zeta_{33} + p_3 \cdot b_3$$

$$\zeta'_{43} := \zeta'_{33}$$

Zusammenfassung der Ergebnisse zum Block Nr.3:

$$\begin{pmatrix} \sigma_3 \\ \zeta_{33} \\ \zeta'_{33} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 220 \\ 96.091 \\ 244.242 \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} N_3 \\ N'_3 \\ n_3 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 408215 \\ 178300 \\ 178300 \end{pmatrix}$$

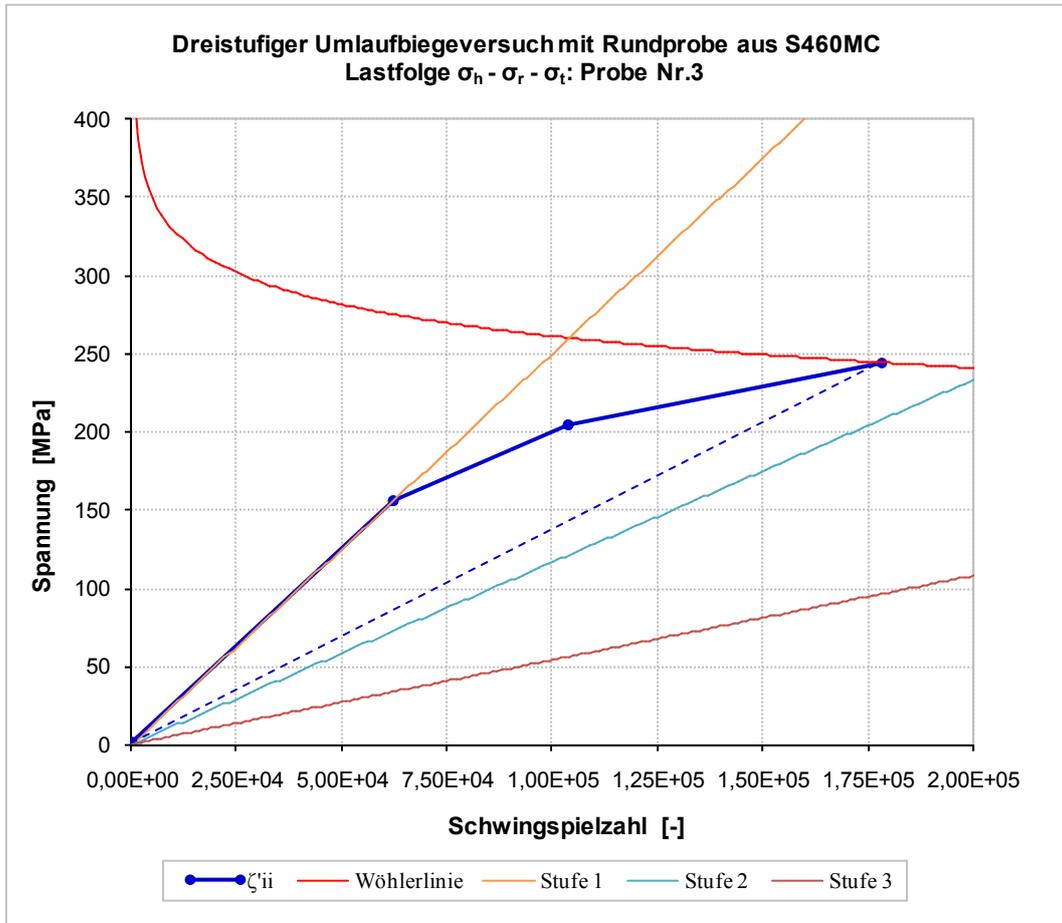
$$\begin{pmatrix} F_3 \\ F_{31} \\ F_{32} \\ S_3 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 5672713 \\ 15232671 \\ 4170278 \\ 16735106 \end{pmatrix}$$

Verifikation des Ergebnisses: aus der Wählerliniengleichung folgt σ'_3 . Der Rechenablauf war in Ordnung wenn $\sigma'_3 \approx \zeta'_{33}$

$$\sigma'_3 := k - m \cdot \log(N'_3) \quad \sigma'_3 = 244.235$$

$$\begin{pmatrix} \sigma'_3 \\ \zeta'_{33} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 244.235 \\ 244.242 \end{pmatrix}$$

Das Ergebnis kann grafisch, wie folgt dargestellt werden:



10.10. Schweißbarer Feinkornbaustahl HB60-3 (St440)

10.10.1. Geprüfte vierstufige Blockprogramme nach [85]

Bemerkung: die angegebenen Spannungswerte sind Oberspannungen (d.h. sie beinhalten die Mittelspannung).

← Lastfolge	Block Nr.1	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
	σ_{o1} [MPa]=	424.6	8000	23700	0.338
	σ_{o3} [MPa]=	371.8	15700	84908	0.185
	σ_{o2} [MPa]=	398	8000	44132	0.181
	σ_{o4} [MPa]=	345	bis Schaden	174251	bis Schaden

← Lastfolge	Block Nr.2	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
	σ_{o4} [MPa]=	345	39600	174251	0.227
	σ_{o3} [MPa]=	371.8	15700	84908	0.185
	σ_{o2} [MPa]=	398	8000	44132	0.181
	σ_{o1} [MPa]=	424.6	bis Schaden	23700	bis Schaden

← Lastfolge	Block Nr.3	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
	σ_{04} [MPa]=	345	82830	174251	0.475
	σ_{03} [MPa]=	371.8	15700	84908	0.185
	σ_{02} [MPa]=	398	8000	44132	0.181
	σ_{01} [MPa]=	424.6	bis Schaden	23700	bis Schaden

← Lastfolge	Block Nr.4	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
	σ_{01} [MPa]=	424.6	8000	23700	0.338
	σ_{02} [MPa]=	398	8000	44132	0.181
	σ_{03} [MPa]=	371.8	15700	84908	0.185
	σ_{04} [MPa]=	345	bis Schaden	174251	bis Schaden

← Lastfolge	Block Nr.5	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
	σ_{01} [MPa]=	424.6	12000	23700	0.506
	σ_{02} [MPa]=	398	8000	44132	0.181
	σ_{03} [MPa]=	371.8	15700	84908	0.185
	σ_{04} [MPa]=	345	bis Schaden	174251	bis Schaden

← Lastfolge	Block Nr.6	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
	σ_{01} [MPa]=	424.6	12000	23700	0.506
	σ_{03} [MPa]=	371.8	27700	84908	0.326
	σ_{02} [MPa]=	398	35700	44132	0.809
	σ_{04} [MPa]=	345	bis Schaden	174251	bis Schaden

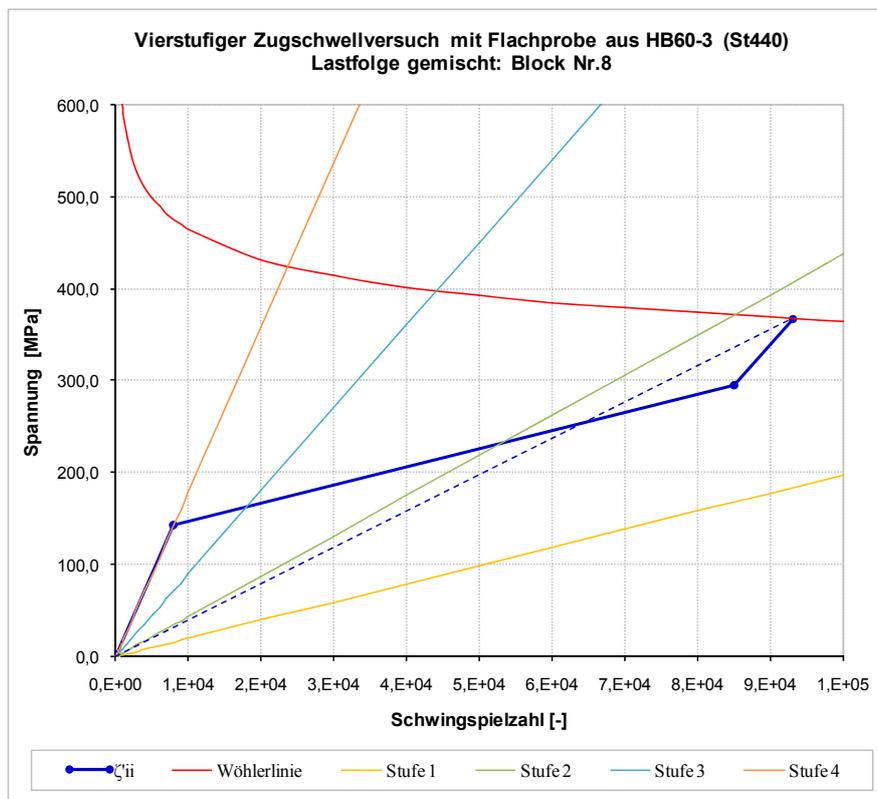
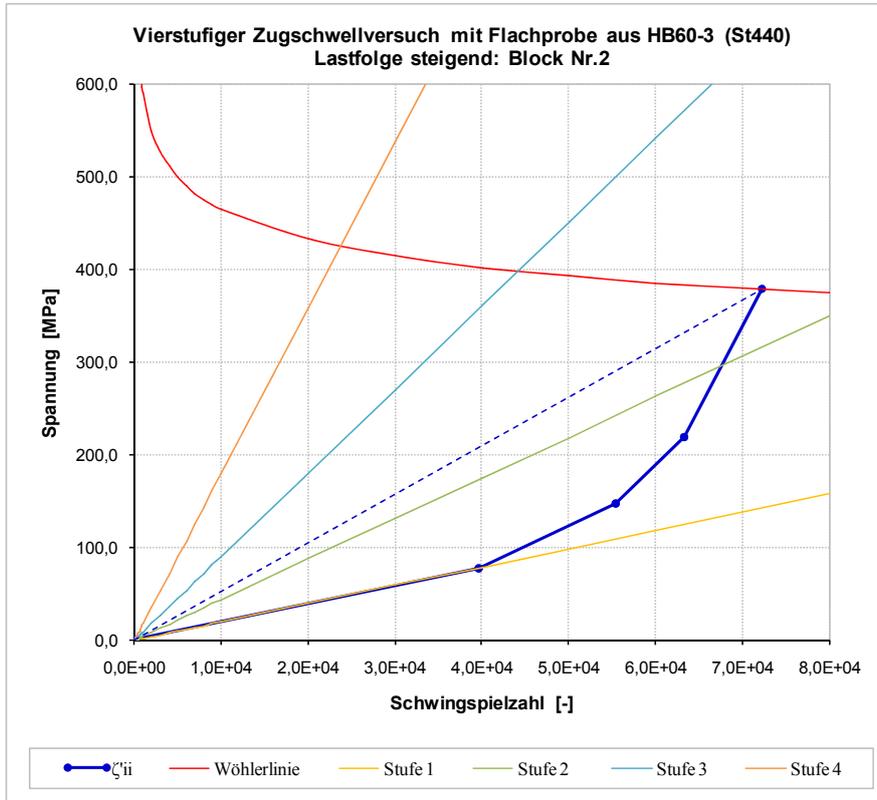
← Lastfolge	Block Nr.7	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
	σ_{03} [MPa]=	371.8	15700	84908	0.185
	σ_{02} [MPa]=	398	23700	44132	0.537
	σ_{04} [MPa]=	345	92700	174251	0.532
	σ_{01} [MPa]=	424.6	bis Schaden	23700	bis Schaden

← Lastfolge	Block Nr.8	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
	σ_{01} [MPa]=	424.6	8000	23700	0.338
	σ_{04} [MPa]=	345	77000	174251	0.442
	σ_{02} [MPa]=	398	85000	44132	1.926
	σ_{03} [MPa]=	371.8	bis Schaden	84908	bis Schaden

10.10.2. Berechnungsergebnisse

Der Berechnungsablauf kann für diese Versuchsreihe ähnlich wie bereits in den vorherigen Kapiteln für Zwei- bzw. Dreistufenversuche dargestellt wurde, durchgeführt werden. Hier

werden lediglich die Ergebnisse für Block Nr.2 bzw. Block Nr.8 (siehe [Kap. 6.3](#)) grafisch dargestellt.



10.11. Aluminiumlegierung 76S-T61 (7076 - T61)

10.11.1. Aluminiumlegierung 76S-T61 (7076 - T61) [36]

Marco und Starkey [36] führten Umlaufbiegeversuche an nicht gekerbten Aluminiumproben aus 76S-T61 (7076 - T61) durch. Die chemische Zusammensetzung des Werkstoffes kann der entnommen werden.

Alluminiumlegierung 7076 - T61										
Chemische Zusammensetzung / Chemical Composition										
Werkstoff / Material	Vergleichbare Qualität /Similar quality	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Zn	Ti	other,each	oder, total
		[%]								
		max.						max.		
76S - T61	7076 - T61	0.4	0.6	0.3 - 1	0.3 - 0.8	1.2 - 2	7 - 8	0.20	0.05	0.15

Tab. 65: Chemische Zusammensetzung von 7076 - T61 nach [88]

Die mechanischen Eigenschaften des Werkstoffes sind in der dargestellt.

Mechanische Eigenschaften / Mechanical properties				
Werkstoff / Material	Vergleichbare Qualität /Similar quality	Re	Rm	A ₅
		[MPa]	[MPa]	[%]
		t=1.6mm		
76S - T61	7076 - T61	470	510	14

Tab. 66: Mechanische Eigenschaften von 7076 - T61 nach [88]

Daten bezüglich Probenform, Belastungsart, Spannungsverhältnis sowie Konstanten der Wöhlerlinie können der entnommen werden. Die Wöhlerliniengleichung wurde in [42] doppellogarithmisch nach Basquin definiert.

Probe	Werkstoff	Belastung	Kt	R	m	k
Rundprobe	7076 -T61	Umlaufbiegung	0	-1	9.294	2.39E+27

Tab. 67: Kenngrößen zu den Rundproben aus 7076 - T61 nach [42]

Für die Validierung der Berechnungsmethodik wurden Vier- bzw. Sechsstufenversuche mit steigenden bzw. fallenden Lastfolgen herangezogen. Die Schwingspielverhältnisse der einzelnen Stufen bei den Vierstufenversuchen war 0.249 und bei den Sechsstufenversuchen 0.166. Dem Anhang 10.11.2.1 können alle Versuchsergebnisse entnommen werden. Die experimentell erreichten Schwingspiele sowie die errechneten Schwingspiele nach verschiedenen rechnerischen Methoden sind in der dargestellt.

Block Nr.	Exp.	Miner	CD	FWK	Theil	Theil
					s=1	s=1.1
Block Nr.1	2089000	1054872	518000	1473000	1054000	1056000
Block Nr.2	87000	1054872	518000	66000	321400	321400
Block Nr.3	1612000	811880	410000	1240000	810900	870700
Block Nr.4	129000	811880	410000	85000	240500	240500

Tab. 68: Gegenüberstellung der experimentell und rechnerisch erreichten Schwingspiele.

Der Vergleich zwischen Versuch und Berechnung ist in zusammengefasst. Auf einen detaillierten Berechnungsablauf wird auch in diesem Fall verzichtet. Der Ablauf ist unabhängig von der Anzahl der Beanspruchungsstufen immer gleich und wurde bereits für Zwei- bzw. Dreistufenversuche im Anhang 10.7.2, 10.7.3, 10.8.4 oder 10.9.2 ausführlich dargestellt.

Block Nr.	Diskrepanz				Diskrepanz			
	Miner/ Exp.	CD/ Exp.	FWK/ Exp.	Theil/ Exp.	Miner/ Exp.	CD/ Exp.	FWK/ Exp.	Theil/ Exp.
Block Nr.1	50.5%	24.8%	70.5%	50.6%	0.505	0.248	0.705	0.506
Block Nr.2	1212.5%	595.4%	75.9%	369.4%	12.125	5.954	0.759	3.694
Block Nr.3	50.4%	25.4%	76.9%	54.0%	0.504	0.254	0.769	0.540
Block Nr.4	629.4%	317.8%	65.9%	186.4%	6.294	3.178	0.659	1.864

Tab. 69: Vergleich zwischen Versuch und Berechnung.

10.11.2. Diskussion der Ergebnisse

Der Vergleich zwischen Versuch und Berechnung hat zu folgenden Erkenntnissen geführt:

- die Berechnungsergebnisse nach Pålmgren-Miner und Corten-Dolan liefern vor allem bei fallenden Lastfolgen ziemlich große Abweichungen im Vergleich zu den Experimenten.
- die Methode nach Theil liefert bei steigenden Lastfolgen identische Ergebnisse wie jene nach Pålmgren-Miner. Bei fallenden Lastfolgen sind die errechneten Lebensdauerwerte nach Theil um Faktor 3.2 besser als jene nach Pålmgren-Miner und um Faktor 1,6 besser als jene nach Corten-Dolan.
- die Ergebnisse nach Schott (FWK) stimmen am besten mit den Experimenten überein. Die Berechnungen nach FWK wurden von Donat [86] durchgeführt.

10.11.2.1. Geprüfte vier- bzw. sechsstufige Blockprogramme nach [36]

Lastfolge ←	Block Nr.1	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
	σ_1 [MPa]=	172.36	977326	3922176	0.249
	σ_2 [MPa]=	229.8	67505	270782	0.249
	σ_3 [MPa]=	287.27	8483	34016	0.249
	σ_4 [MPa]=	344.73	1558	6248	0.249

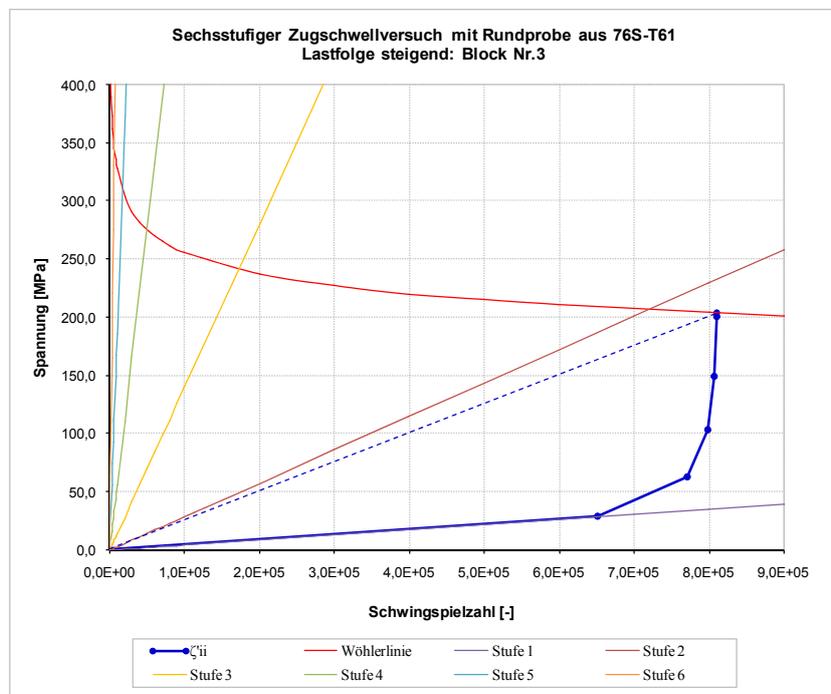
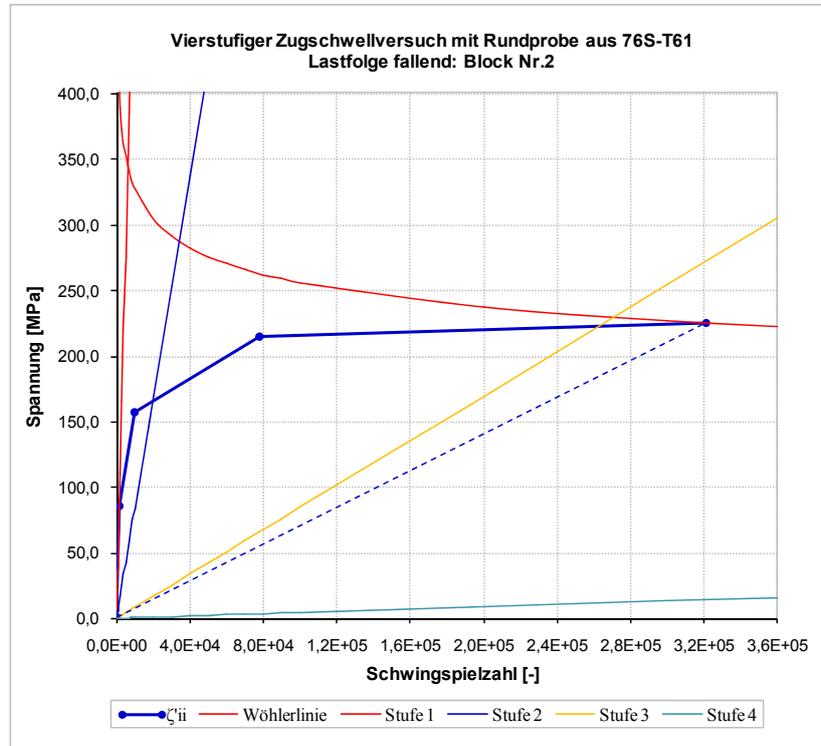
Lastfolge ←	Block Nr.2	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
	σ_4 [MPa]=	344.73	1558	6248	0.249
	σ_3 [MPa]=	287.27	8483	34016	0.249
	σ_2 [MPa]=	229.8	67505	270782	0.249
	σ_1 [MPa]=	172.36	977326	3922176	0.249

← Lastfolge	Block Nr.3	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
	σ_1 [MPa]=	172.36	651550	3922176	0.166
	σ_2 [MPa]=	206.84	119685	720254	0.166
	σ_3 [MPa]=	241.31	28577	171933	0.166
	σ_4 [MPa]=	275.78	8264	49710	0.166
	σ_5 [MPa]=	310.26	2765	16632	0.166
	σ_6 [MPa]=	344.73	1039	6248	0.166

← Lastfolge	Block Nr.4	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
	σ_1 [MPa]=	344.73	1039	6248	0.166
	σ_2 [MPa]=	310.26	2765	16632	0.166
	σ_3 [MPa]=	275.78	8264	49710	0.166
	σ_4 [MPa]=	241.31	28577	171933	0.166
	σ_5 [MPa]=	206.84	119685	720254	0.166
	σ_6 [MPa]=	172.36	651550	3922176	0.166

10.11.2.2. Berechnungsergebnisse

Der Berechnungsablauf kann für diese Versuchsreihe ähnlich wie bereits in den vorherigen Kapiteln für Zwei- bzw. Dreistufenversuche dargestellt, durchgeführt werden. Hier werden lediglich die Ergebnisse vom Block Nr.2 und Block Nr.3 grafisch dargestellt.



10.12. Aluminiumlegierung AlCu4Mg2 (EN AW - 2024 - T8)

10.12.1. Aluminiumlegierung AlCu4Mg2 (EN AW - 2024 - T8) [42]

Schott [42] führte zweistufige Zugschwellversuche an nicht gekerbten Rundproben aus Aluminiumknetlegierung AlCu4Mg2 durch. Die chemische Zusammensetzung sowie die mechanischen Eigenschaften des Werkstoffes sind in der bzw. dargestellt.

Alluminium Knetlegierung / Wrought aluminum alloy EN AW - 2024 (T8)										
Chemische Zusammensetzung / Chemical Composition										
Werkstoffnummer Material number	TGL14725 Bezeichnung (alt) Designation (old)	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Ni	Zn	Ti
		[%]								
		max.								
3.1355	AlCuMg2	AlCu4Mg2	0.5	0.5	3.8 - 4.8	0.4 - 1.1	1.2 - 1.8	0.1	0.3	0.2

Tab. 70: Chemische Zusammensetzung von AlCu4Mg2 nach TGL14725

Mechanische Eigenschaften / Mechanical properties					
Werkstoffnummer Material number	TGL14725 Bezeichnung (alt) Designation (old)	Rp _{0,2}	R _m	A	
		[MPa]	[MPa]	[%]	
		min.	min.	min.	
3.1355	AlCuMg2	AlCu4Mg2	380	455	5

Tab. 71: Mechanische Eigenschaften von AlCu4Mg2 nach TGL14725

Informationen über die Probengeometrie, Belastungsart, Mittelspannung und Konstanten der Wöhlerlinie können der entnommen werden. Die Wöhlerliniengleichung wurde in [42] im einfachlogarithmischen Netz nach Wöhler definiert.

Probe	Werkstoff	Belastung	Kt	σ_m	m	k
Rundprobe	AlCu4Mg2	Zugschwellend	0	194	65.887	704

Tab. 72: Kenngrößen zu den Rundproben aus AlCu4Mg2 nach [42]

Die Versuchsergebnisse nach [42] sind im Anhang 10.12.2.1 zusammengefasst.

Die experimentell und rechnerisch ermittelten Schwingspiele nach Palmgren-Miner, Schott und Theil sind in der dargestellt.

Block Nr.	Exp.	Miner	FWK	Theil
	PB=50%			
Block Nr.1	150000	114401.009	135000	113400
Block Nr.2	245000	189688.769	203000	187900

Tab. 73: Gegenüberstellung der experimentell und rechnerisch erreichten Schwingspiele.

zeigt die Abweichung zwischen Versuch und Berechnung.

Block Nr.	Diskrepanz			Diskrepanz		
	Miner/ Exp	FWK/ Exp	Theil/ Exp	Miner/ Exp	FWK/ Exp	Theil/ Exp
Block Nr.1	76.27%	90.00%	75.60%	0.763	0.900	0.756
Block Nr.2	77.42%	82.86%	76.69%	0.774	0.829	0.767

Tab. 74: Vergleich zwischen Versuch und Berechnung.

Auf einen detaillierten Berechnungsablauf wird auch in diesem Fall verzichtet. Der Ablauf ist unabhängig von der Anzahl der Beanspruchungsstufen immer gleich und wurde bereits für Zwei- bzw. Dreistufenversuche im Anhang 10.7.2, 10.7.3, 10.8.4 bzw. 10.9.2 dargestellt. Die grafische Darstellung der Ergebnisse kann dem Anhang 10.12.2.2 entnommen werden.

10.12.2. Diskussion der Ergebnisse

Der Vergleich zwischen Versuch und Berechnung hat zu folgenden Erkenntnissen geführt:

- die rechnerischen Ergebnisse nach Palmgren-Miner und Theil sind nahezu identisch und fallen gegenüber den Experimenten konservativ aus. Die besten Ergebnisse werden hier mit dem FWK nach Schott erreicht.

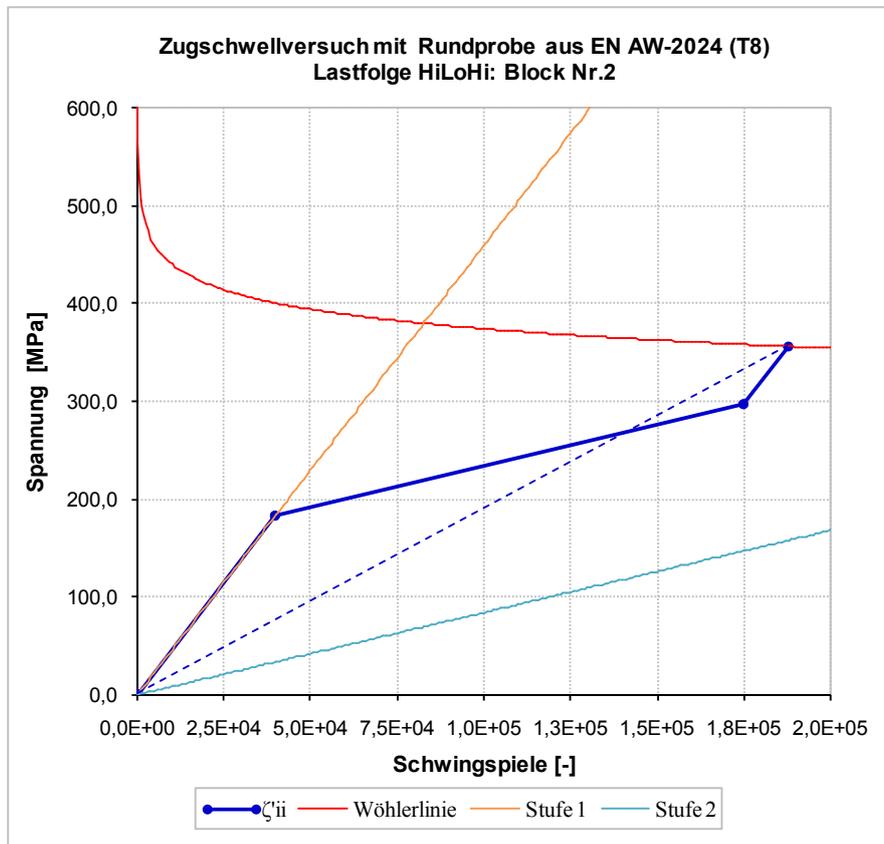
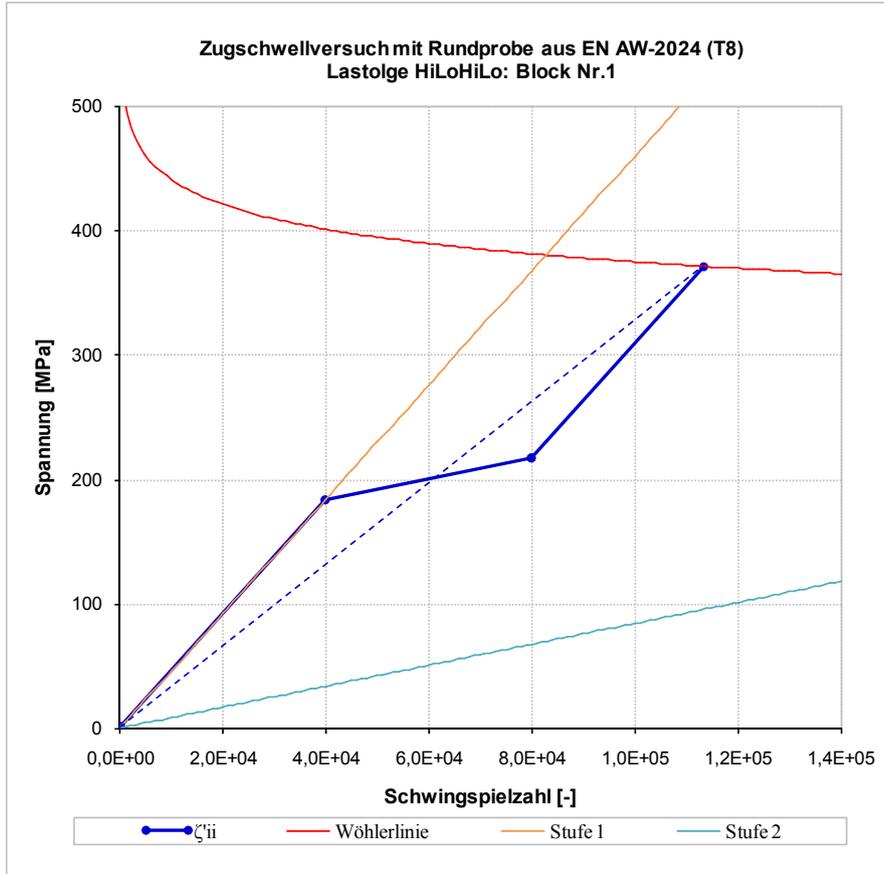
10.12.2.1. Geprüfte Blockprogramme nach [42]

Lastfolge: HiLoHiLo				
Block Nr.1	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
σ_h [MPa]=	380	40000	82700.9	0.484
σ_t [MPa]=	335	40000	398563.8	0.100
σ_h [MPa]=	380	40000	82700.9	0.484
σ_t [MPa]=	335	bis Schaden	398563.8	bis Schaden

Lastfolge: HiLoHi				
Block Nr.2	σ_i [MPa]	n_i [-]	N_i [-]	$[n/N]_i$
σ_h [MPa]=	380	40000	82700.9	0.484
σ_t [MPa]=	335	135000	398563.8	0.339
σ_h [MPa]=	380	bis Schaden	82700.9	bis Schaden

10.12.2.2. Berechnungsergebnisse

Der Berechnungsablauf kann für diese Versuchsreihe ähnlich wie bereits in den vorherigen Kapiteln für Zwei- bzw. Dreistufenversuche dargestellt, durchgeführt werden. Hier werden lediglich die Ergebnisse grafisch dargestellt.



10.13. Nichtrostender austenitischer Stahl X5CrNi18-10 (A2-70)

10.13.1. Geprüfte zweistufige Blockprogramme nach [87]

Lastfolge	[n/N] ₁	n ₂ ·10 ³		n ₂ ·10 ³	[n/N] ₂
		Einzelwerte		[P _B =50%]	[P _B =50%]
LoHi	0.1	24.8	28.2	39.6	0.825
		40.0	43.1		
		45.8	69.7		
	0.2	19.4	23.2	36.3	0.7562
		37.3	43.2		
		52.4	60.1		
	0.3	22.8	30.0	33.5	0.6979
		31.3	39.7		
		54.5	55.5		
	0.6	19.8	23.4	32.2	0.6708
		30.2	34.8		
		46.5	49.4		

Lastfolge	[n/N] ₁	n ₂ ·10 ³		n ₂ ·10 ³	[n/N] ₂
		Einzelwerte		[P _B =50%]	[P _B =50%]
HiLo	0.1	204.8	398.6	487.3	0.8892
		492.8	552.0		
		603.8	990.4		
	0.2	193.9	292.7	348.7	0.6363
		334.6	395.6		
		422.8	562.9		
	0.3	209.0	293.0	373.6	0.6818
		318.6	363.7		
		550.1	692.2		
	0.6	51.5	95.1	144.4	0.2635
		122.8	127.8		
		301.5	389.7		

10.13.2. Berechnungsergebnis für den Block Nr.1

Der Berechnungsablauf kann für diese Versuchsreihe ähnlich wie bereits in den vorherigen Kapiteln für Zwei- bzw. Dreistufenversuche dargestellt, durchgeführt werden. Hier wird lediglich das Ergebnis vom ersten Block für fallende Lastfolge grafisch dargestellt.

