

Dipl.-Ing. Johann Habenbacher

Ein durchgängiger Betriebsfestigkeitsnachweis für Schienenfahrzeuge

Neuer Lösungsansatz für mehrachsiger beanspruchte Bauteile

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor der technischen Wissenschaften

eingereicht an der
Technische Universität Graz

Institut für Leichtbau
Institutsvorstand: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Franz Heitmeir

Gutachter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Franz Heitmeir
Univ.-Prof. Dr. Alfons Esderts
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Hannes Hick

Betreuer: Ass. Prof. Dipl.-Ing. Dr. Christian Moser

Graz, Juli 2016

Eidesstattliche Erklärung

Ich erkläre an Eides statt, dass ich die vorliegende Arbeit selbstständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen/Hilfsmittel nicht benutzt, und die den benutzten Quellen wörtlich und inhaltlich entnommenen Stellen als solche kenntlich gemacht habe.

Graz, am _____

Datum

Unterschrift

Kurzfassung

Im Schienenfahrzeugbau sind treffsichere Festigkeitsnachweise für einen sicheren Fahrgastbetrieb von besonderer Bedeutung. Auf Grund der geforderten langen Betriebsdauer ist bei der Dimensionierung nicht der statische Festigkeitsnachweis sondern der Ermüdungsfestigkeitsnachweis massgebend. Derzeit liefert jedoch weder der rechnerische Ermüdungsfestigkeitsnachweis noch der Betriebsfestigkeitsnachweis mit den gemessenen Beanspruchungen befriedigende Ergebnisse. Diese Arbeit bietet nun basierend auf lokalen Beanspruchungen ein verbessertes Verfahren an.

Der erste Teil der Arbeit beschreibt den rechnerischen Festigkeitsnachweis von geschweissten Bauteilen mit dem Kerbspannungskonzept, wobei vor allem auf die industrielle Anwendbarkeit Wert gelegt wird. Da es nicht möglich ist, bei der Berechnung alle Schweißnähte eines Fahrwerkrahmens als Volumenmodell mit allen Kerbdetails abzubilden, muss der Festigkeitsnachweis mit vereinfachten Modellen in Kombination mit Kerbfaktoren geführt werden.

Die konsequente Anwendung des Kerbspannungskonzeptes erfordert dabei neben der Ermittlung der Kerbfaktoren aus Detailmodellen auch die Bestimmung aller weiteren Einflussfaktoren wie z. B. die Mittelspannungsempfindlichkeit, den Grösseneinfluss, Bonusfaktoren für nachträgliche Verbesserungen sowie Kenngrössen für die Bewertung von Imperfektionen. In diesem Zusammenhang wird gezeigt, welche Probleme bei der Berechnung von Kerbfaktoren mit Detailmodellen auf Grund der unklaren Wahl der Randbedingungen auftreten können und wie man diese löst.

Der zweite Teil der Arbeit analysiert die Einflussgrössen beim Betriebsfestigkeitsnachweis mit gemessenen Beanspruchungen. Auf Grund dieser Analyse wird ein verbessertes Nachweisverfahren abgeleitet. Im Unterschied zu den derzeit gängigen Nachweisverfahren berücksichtigt dieses neue Verfahren erstmals den Spannungsgradienten in die Tiefe. Dadurch sind nicht mehr die charakteristischen Festigkeiten sondern sogenannte Übertragungsfaktoren relevant. Diese Übertragungsfaktoren werden aus den Kerbfaktoren in Abhängigkeit von der Belastung abgeleitet, wobei zusätzlich die Grösse und das Vorzeichen der Mittelspannung in die Bewertung mit eingehen. Mit diesem neuen Verfahren wird im Gegensatz zu den derzeit angewandten Methoden erstmals

ein treffsicherer Betriebsfestigkeitsnachweis mit gemessenen Beanspruchungen ermöglicht.

Der dritte Teil der Arbeit beschäftigt sich mit der Interaktion der einzelnen Beanspruchungskomponenten, da mit den derzeit vorhandenen Methoden ein Ermüdungsfestigkeitsnachweis von Bauteilen unter mehrachsiger Beanspruchung nicht zufriedenstellend lösbar ist. So haben viele diese Hypothesen eine grundlegende methodische Schwäche: Sie sind nicht dreihinvariant. Aus diesem Grund verstärkt sich besonders bei Schweißnähten die Unsicherheit des Festigkeitsnachweises, da bei diesen eine richtungsabhängige Bewertung zwingend durchzuführen ist und ein Glätten der Ergebnisse, wie dies bei Anwendung eines Schnittebenenverfahrens bei ungeschweißten Bauteilen passiert, hier nicht so einfach möglich ist.

Mit der in dieser Arbeit vorgestellten „Hypothese der Massgebenden Schnittebene“ wird ein neuer Lösungsansatz bei mehrachsig beanspruchten Bauteilen vorgestellt. Die Validierung dieser Mehrachsigkeitshypothese erfolgt am Ende der Arbeit sowohl für nicht geschweißte als auch für geschweißte Bauteile. Dazu werden vor allem Versuche der TU-Clausthal mit dem neuen Verfahren nachgerechnet und den experimentellen Ergebnissen gegenübergestellt.

Danksagung

Nach mehrjähriger Unterbrechung habe ich mich nochmals dazu durchgerungen, meine Dissertation abzuschliessen. Als berufstätiger Familienvater war es nicht immer einfach, konsequent an der Fertigstellung zu arbeiten. Daher möchte ich mich bei allen bedanken, die mich dabei tatkräftig unterstützt haben.

Zu besonderem Dank bin ich meinen Professoren verpflichtet. Als erster Gutachter hat mich Herr Professor Heitmeir stets mit zielführenden Anregungen unterstützt.

Herrn Prof. Esderts gilt mein besonderer Dank für die Unterstützung bei der Bewertung mehrachsiger Beanspruchungen. Weiters habe ich basierend auf der von ihm zur Verfügung gestellten Literatur die Möglichkeit erhalten, die eigene Methode anhand von Versuchen zu validieren.

Bei Herrn Professor Hick möchte ich bedanken, dass er sich die Zeit genommen hat, die Arbeit als Drittgutachter zu begleiten.

Bei meinem Betreuer Dr. Moser möchte ich mich besonders bedanken, da er mich nach langer Pause wieder motiviert hat weiter zu machen. Sehr hilfreich war vor allem seine fachliche Kompetenz auf dem Gebiet des Kerbspannungskonzeptes und der Betriebsfestigkeit.

Eine ganz wichtige Stellung in jeglicher Hinsicht nimmt meine Familie ein. Ohne die liebevolle Unterstützung meiner Frau Claudia wäre diese Arbeit nicht zu dem Werk geworden, welches es heute ist.

Zu guter Letzt möchte ich mich noch bei der Fa. MAGNA Powertrain, Engineering Center Steyr, für die zur Verfügung gestellte Software FEMFAT bedanken.

Inhaltsverzeichnis

Zusammenfassung	v
1. Einleitung	1
1.1. Motivation	1
1.2. Regelwerksvorgaben und Stand der Technik	2
1.3. Ziel der Arbeit	5
2. Grundlagen der Ermüdungsfestigkeit	7
2.1. Materialermüdung	7
2.2. Nachweismethodik des Festigkeitsnachweises	8
2.3. Belastung und Beanspruchung	9
2.4. Beanspruchbarkeit	11
2.4.1. Statistische Auswertung von Versuchsdaten	11
2.4.2. Konstruktionsfaktor	14
2.4.3. Kerbwirkung und Stützwirkung	16
2.4.4. Mittelspannungseinfluss	19
2.5. Betriebsfestigkeitsnachweis	21
2.5.1. Lineare Schadensakkumulationshypothese	21
2.5.2. Sicherheitsbedürfnis	25
3. Festigkeitsnachweiskonzepte	27
3.1. Übersicht	27
3.2. Nennspannungskonzept	28
3.3. Strukturspannungskonzept	30
3.4. Kerbspannungskonzept	30
3.5. Kerbdehnungskonzept	31
3.6. Rissfortschrittskonzept	32
4. Kerbspannungskonzept	33
4.1. Anwendungsbereich	33
4.2. Beanspruchung quer zur Schweissnaht	34
4.2.1. Definition von Nahtübergang und Nahtwurzel	34
4.2.2. Referenzradius	34
4.2.3. Schwingfestigkeitswerte	38

4.2.4.	Auswertung von Schwingfestigkeitsversuchen	40
4.3.	Beanspruchung längs zur Schweissnaht	44
4.4.	Auf Schub beanspruchte Schweissnähte	45
4.5.	Bewertung von Schweissnahtenden	47
4.6.	Auswirkung von Imperfektionen	48
4.7.	Grösseneinfluss	49
4.8.	Mittelspannungs- und Eigenspannungseinfluss	53
4.9.	Validierung des Kerbspannungskonzeptes	54
4.9.1.	Methode der Übertragungsfaktoren	54
4.9.2.	Einfluss der Randbedingungen der Detailmodelle	55
4.9.3.	Einfluss von Winkel- und Kantenversatz	58
4.10.	Schlussfolgerungen und daraus abgeleitete Anwendungsempfehlung	59
5.	Neuer Festigkeitsnachweis mit gemessenen Dehnungen	61
5.1.	Strukturspannung und Übertragungsfaktor	61
5.2.	Übertragungsfaktor bei einer einzelnen Belastung	62
5.3.	Übertragungsfaktoren bei kombinierten Belastungen	65
5.4.	Hinweise und Anwendungsbeispiel	69
5.5.	Bewertung der Nachweisstelle im Versuch	71
6.	Mehrachsige Beanspruchung	75
6.1.	Anforderungen an den Festigkeitsnachweis	75
6.2.	Stand der Technik	76
6.3.	Anmerkungen zur FKM-Richtlinie	77
6.4.	Schnittebenenverfahren	80
6.5.	Geschweisste Bauteile	81
7.	Neue Mehrachsigkeitshypothese	83
7.1.	Ziel und Anwendungsbereich	83
7.2.	Hypothese der Massgebenden Schnittebene	85
7.2.1.	Modularer Aufbau	85
7.2.2.	Lokale Beanspruchungen	89
7.2.3.	Massgebende Schnittebene	90
7.2.4.	Kenngrossen zur Berechnung der Bauteilwöhlerlinie	93
7.2.5.	Vorzeichenbehaftete Vergleichsmittelspannung	95
7.2.6.	Bauteil-Wöhlerlinie	100
7.2.7.	Einzelauslastungsgrade	101
7.2.8.	Parameter für die Interaktion der Beanspruchungskomponenten	102

7.2.9. Vergleichsspannungsamplitude und Mittelspannungsfaktor	103
7.2.10. Vergleichsauslastungsgrad	104
7.3. Validierung der Stabilität der neuen Hypothese	105
7.3.1. Phasenverschobene Einstufenbeanspruchung	105
7.3.2. Mittelspannungseinfluss	109
7.3.3. Block-Box-Versuche	110
7.4. Validierung an Hand von Versuchsergebnissen	116
7.4.1. Versuchsnachrechnung ungeschweisster Bauteile	116
7.4.2. Versuchsnachrechnung geschweisster Bauteile	127
8. Zusammenfassung	131
Anhang	139
A. Einstufenversuche mit und ohne Phasenverschiebung	141
Index	151
Abkürzungsverzeichnis	159
Literatur	161

1. Einleitung

1.1. Motivation

Die Zeit, die für die Entwicklung eines Schienenfahrzeuges von der Vertragsunterzeichnung bis zur Freigabe zur Verfügung steht, wird immer kürzer. In der Praxis führt das dazu, dass die Produktion der Fahrzeuge bereits startet, bevor alle erforderlichen Festigkeitsversuche abgeschlossen sind. Versagt ein Bauteil bei diesen zulassungsrelevanten Versuchen, entstehen enorme Kosten für den Hersteller. Dem durch reines Anheben der Sicherheitsfaktoren bei der Dimensionierung entgegenzuwirken, würde das Produkt vor allem schwerer machen und dadurch sowohl die Herstellungskosten als auch die Instandhaltung verteuern. Aus diesem Grund ist ein treffsicherer rechnerischer Festigkeitsnachweis von besonderer Bedeutung.

Diese grundlegende Anforderung gilt auch für die Fahrwerke von Schienenfahrzeugen. Ein moderner Fahrwerkrahmen ist meist eine komplex gestaltete Schweisskonstruktion, die für eine Betriebsdauer von bis zu 40 Jahre ausgelegt wird. Dabei bilden die zahlreichen Schweißnähte auf Grund ihrer Kerben die eigentlichen Schwachstellen und sind daher hauptsächlich für die Dimensionierung massgebend. Um solche Bauteile festigkeitsmässig zu bewerten, werden ausgereifte Auswerteprogramme benötigt.

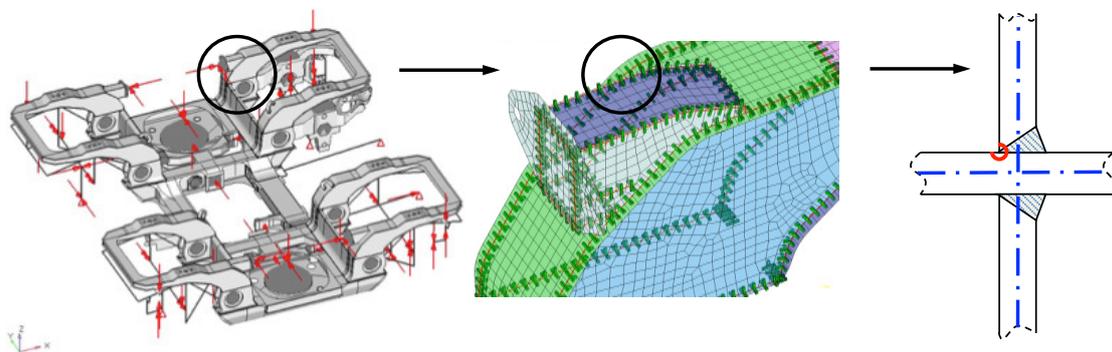


Abbildung 1.1.: Modellierung eines Fahrwerkrahmens mittels der Software FEMFAT [1, 2]

1. Einleitung

So wurden z. B. für den rechnerischen Ermüdungsfestigkeitsnachweis des in Abbildung 1.1 dargestellten Variobahn Fahrwerkrahmens über 1200 Schweißnähte im Postprozessor definiert. Beim Festigkeitsnachweis wurden alle Nahtübergänge und Nahtwurzeln für alle Beanspruchungskomponenten getrennt bewertet.

1.2. Regelwerksvorgaben und Stand der Technik

Fahrzeuge, die auf dem Transeuropäischen Eisenbahnnetz (TEN) verkehren, benötigen eine Inbetriebnahmegenehmigung nach der Transeuropäischen-Eisenbahn- Interoperabilitätsverordnung (TEIV). Grundvoraussetzung für die Abnahme ist der Nachweis, dass die Fahrzeuge zumindest nach den allgemeinen Regeln der Technik ausgelegt sind.

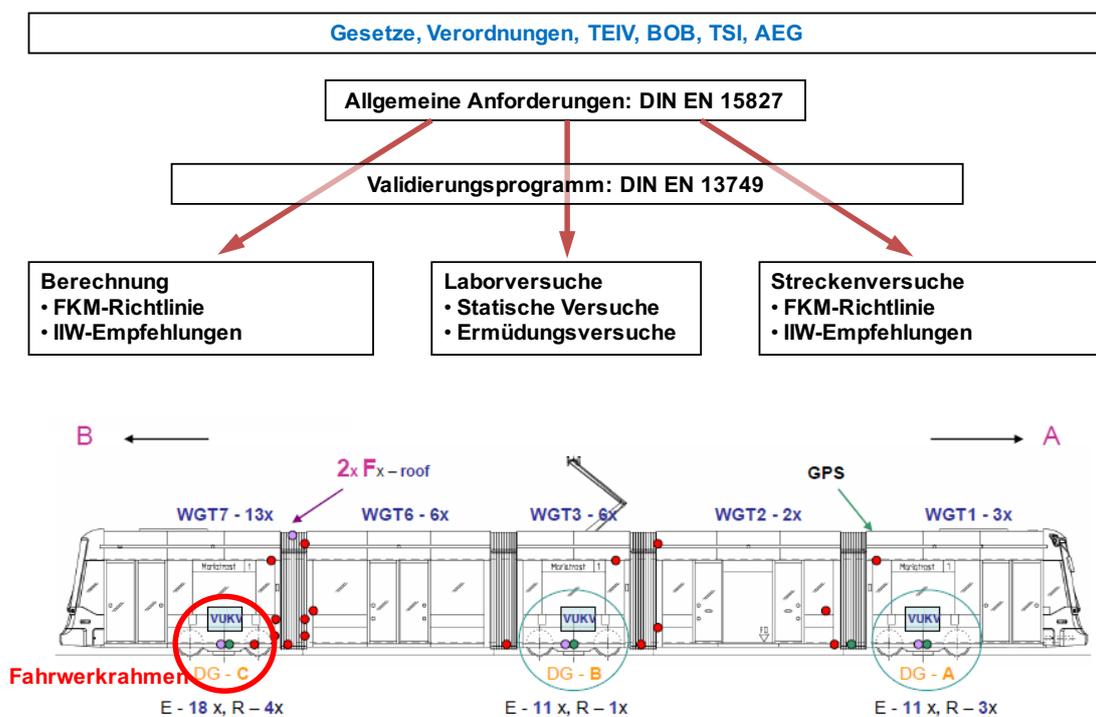


Abbildung 1.2.: Validierungsprogramm für die mechanische Festigkeit [3]; Als übergeordnet gelten die Vorgaben der Gesetze und Verordnungen wie VV IBG, BOB, TSI und AEG

Die allgemeinen Anforderungen an die Festigkeitsnachweise von Fahrwerken sind in der DIN EN 15827 [31] definiert. Die darin zitierte Norm DIN EN 13749 [32] regelt das Festlegungsverfahren für Festigkeitsanforderungen, das

Entwicklungs- und das Bewertungsverfahren, das Freigabeprogramm und die Qualitätsanforderungen. Die Konstruktionsfreigabe eines Fahrwerkrahmens basiert auf einem in Abbildung 1.2 dargestellten Validierungsprogramm, das im allgemeinen Fall neben der Berechnung auch Laborversuche und Streckenversuche beinhaltet.

Die für die Nachweise relevanten Belastungen basieren auf Fahrzeugmassedefinitionen der DIN EN 15663 [R3] in Kombination mit den von der Federstufe abhängigen Beschleunigungen. Für Fahrzeuge im BOStrab Bereich sind zusätzlich die Empfehlungen der VDV 152 [R4, R5] zu berücksichtigen. Qualitätsanforderungen und Prüfumfang an Schweisskonstruktionen werden in der DIN EN 15085 [R6] geregelt, die wiederum auf die ISO 5817 [R7] oder die EN ISO 10042 [R8] verweist.

Die Festigkeitsnachweise sollen dabei grundsätzlich mit aktuellen europäischen oder internationalen Normen geführt werden. Alternativ kann aber auch auf gleichwertige Quellen wie ERRI-Berichte [R9, R10], DIN-Normen oder DVS-Richtlinien [R11, R12] zurückgegriffen werden. Für klassische Bauteile des Maschinenbaus gelten zusätzliche Regelwerke wie z. B. die VDI-Richtlinien [R13, R14] für Schraubverbindungen.

Grundvoraussetzung für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis ist der bereits erbrachte statische Festigkeitsnachweis. Damit der Festigkeitsnachweis ausreichend sichere Ergebnisse liefert, müssen folgende Anforderungen erfüllt sein:

- Überlebenswahrscheinlichkeit $P_{\dot{U}}$ von mindestens 95 %
- eindeutige Klassifizierung der Verbindungselemente
- Anwendbarkeit auf Bauteile in natürlicher Grösse

Beim Ermüdungsfestigkeitsnachweis wird zwischen geschweissten und nicht geschweissten Bauteilen unterschieden.

Nicht geschweisste Bauteile werden derzeit meist in Anlehnung an die Vorgaben der FKM-Richtlinie [R15] nachgewiesen. Bei geschweissten Bauteilen findet neben dieser die Kranbaunorm DIN 15018 [R16] und die DVS 1612 [R11] verbreitete Anwendung. Diese Regelwerke haben aber den grossen Nachteil, dass sie auf dem Nennspannungskonzept basieren und daher für die Bewertung von lokalen Beanspruchungen nicht wirklich geeignet sind. Solche lokale Konzepte sind unter anderem in den IIW-Empfehlungen [R17–R19] und in der FKM-Richtlinie [R15] enthalten. In Tabelle 1.1 werden die in der Branche derzeit gebräuchlichen Regelwerke für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis verglichen.

1. Einleitung

Tabelle 1.1.: Gebräuchliche Regelwerke für die Festigkeitsnachweise von Fahrwerk-
rahmen und Wagenkasten

	FKM-Richtlinie	IIW-Empfehlungen	DIN 15018	DVS 1612	Eurocode 3	BS 7608	ERRI B 12/RP60
Nachweis nicht geschweißter Bauteile	×				~		
Nachweis geschweißter Bauteile	×	×	×	×	×	×	×
Statischer Festigkeitsnachweis	×		~		×	~	
Dauerfestigkeitsnachweis	×	~	×	×	~	~	×
Betriebsfestigkeitsnachweis	×	×	~		×	×	~
Nennspannungskonzept	×	×	×	×	×	×	×
Kerbspannungskonzept	×	×					
Übertragbarkeit auf Grossbauteile	×	×	~		×	×	~

× möglich

~ bedingt möglich

Da formal mehrere Regelwerke die Anforderungen der DIN EN 15827 erfüllen, wurden in den letzten 25 Jahren verschiedene, standortspezifische Auswerteroutinen entwickelt. Bei einem Vergleich der Regelwerke, dargestellt in Abbildung 1.3, ist deutlich zu erkennen, dass die Festigkeitswerte für ein und dasselbe Detail stark streuen. Diese unterschiedlichen Niveaus der Festigkeitswerte können nur zum Teil durch die unterschiedlichen Anforderungen der einzelnen Branchen erklärt werden. Die restliche Diskrepanz ist physikalisch nicht begründbar und nur auf eine nicht ausreichende Datenbasis bei der Erstellung der Regelwerke zurückzuführen. So ist z. B. bekannt, dass für die Erstellung der DVS 952 [R20] oder der DIN 15018 [R16] keine vollständigen Aufzeichnungen der Versuchsdaten vorlagen; beziehungsweise, dass nur punktuell Versuche durchgeführt wurden.

Die IIW-Empfehlungen und die Eurocodes gehen aus abgesicherten Daten hervor. Der Nachteil dieser Regelwerke aber ist, dass sie keine hohen Anforderungen an die Fertigungsqualität stellen und daher für die Schienenfahrzeugindustrie meist zu konservative Ergebnisse liefern.

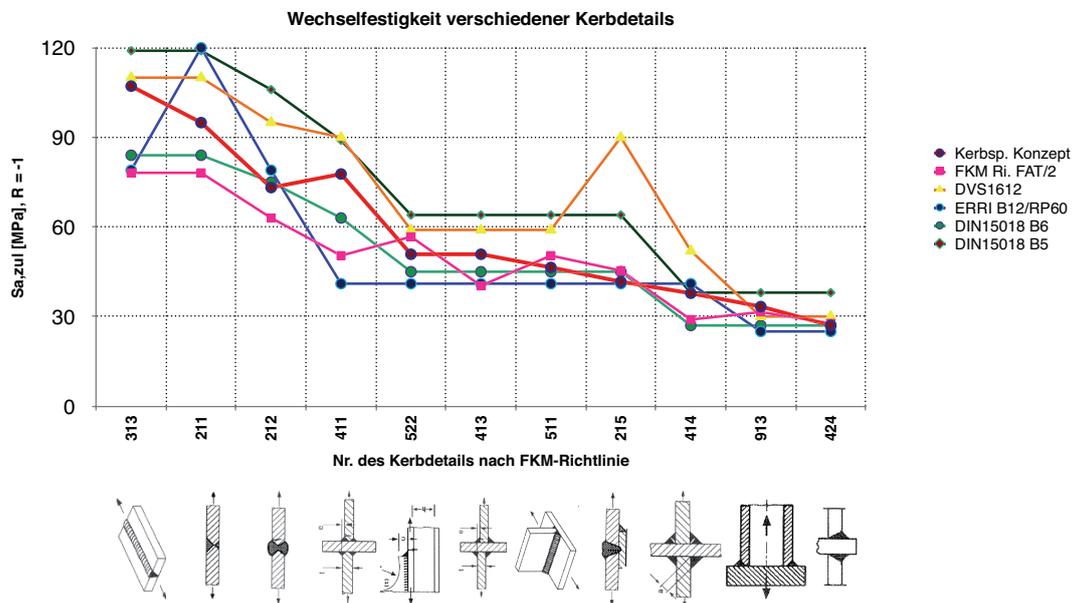


Abbildung 1.3.: Vergleich verschiedener Regelwerke für den Festigkeitsnachweis

1.3. Ziel der Arbeit

Das Ziel der Arbeit ist die Ausarbeitung eines verbesserten Verfahrens für den Betriebsfestigkeitsnachweis von Schienenfahrzeugen. Das neue Verfahren soll gewährleisten, dass bei allen Validierungsschritten ein gleichwertiger Festigkeitsnachweis geführt wird. Das ist die Grundvoraussetzung dafür, dass sowohl sichere als auch leichtere Fahrzeuge entwickelt werden können.

In der Praxis haben sich neben dem durchgängigen Verfahren folgende Verbesserungspotentiale herauskristallisiert:

1. Wahl eines geeigneten Konzepts für den Betriebsfestigkeitsnachweis
2. korrekte Bewertung von gemessenen Beanspruchungen
3. drehinvariante Bewertung von mehrachsigen Beanspruchungen

Eigentlich sollte der Festigkeitsnachweis auf einem lokalen Konzept basieren. Bei geschweissten Bauteilen bietet sich dabei das Kerbspannungskonzept an, da mit diesem alle möglichen Stoss- und Nahtarten bewertet werden können. Durch die konzeptbedingte getrennte Betrachtung von Biege- und Membranspannung wird zusätzlich ein Leichtbau bei gleichzeitiger Verbesserung der Vorhersagegenauigkeit erreicht.

1. Einleitung

Da aber dieses Konzept derzeit noch nicht vollständig ausgearbeitet ist, muss es für die allgemeine Anwendung noch konkretisiert werden.

Wenn beim Betriebsfestigkeitsnachweis die Nachweisstelle nicht voll zugänglich ist, ist der Festigkeitsnachweis nur mit Übertragungsfaktoren möglich. Ein Übertragungsfaktor ist das Verhältnis der gemessenen zur gesuchten Beanspruchung im Nachweispunkt. Er ist im Allgemeinen nicht eindeutig bestimmbar und hängt bei genauer Betrachtung von den bei der Auslegung angenommenen Belastungen ab. Daher wird ein Verfahren benötigt, mit dem dieser Übertragungsfaktor und die dazugehörige Mittelspannung bestimmt werden können. Da damit der zu erwartende Fehler bei der Anwendung abgeschätzt werden kann, lassen sich im Vorfeld Nachweisstellen auf ihre Eignung virtuell untersuchen und bewerten.

Für die Lebensdauerberechnung bei mehrachsiger Beanspruchung gibt es bisher keine einheitliche Herangehensweise [4]. Vergleicht man Berechnung mit Versuch, zeigt sich, dass viele experimentell ermittelte Effekte durch die Mehrachsigkeitshypothesen nicht vorhergesagt werden. So wird bei drehenden Hauptspannungsrichtungen die beobachtete Lebensdauerverkürzung durch die meisten Hypothesen nicht erfasst [5]. Das Ziel ist daher, alle Arten von mehrachsigen Beanspruchungen drehinvariant zu lösen. Diese Anforderung gilt auch für die Bewertung des Mittelspannungseinflusses und für die Ermittlung der Lebensdauerlinie.

2. Grundlagen der Ermüdungsfestigkeit

2.1. Materialermüdung

Unter Materialermüdung versteht man das Versagen von Werkstoffen unter zyklischer äusserer oder innerer Beanspruchung. Der Widerstand gegen das Versagen ist die Ermüdungsfestigkeit. Diese ist von Werkstoff, Geometrie, Fertigungseinflüssen und Art der Beanspruchung abhängig. Das Erscheinungsbild des Versagens ist der Anriss oder letztendlich der Bruch des Bauteils.

Aus werkstoffmechanischer Sicht werden durch die zyklische Beanspruchung ab einem gewissen Niveau Ermüdungsrisse im Bauteil eingeleitet. Diese können stehen bleiben oder weiter wachsen. Aus Untersuchungen des Risswachstumsverhaltens wurden drei von einander unabhängige Schwellenwerte abgeleitet, unter denen es keinen Rissfortschritt gibt. In Abhängigkeit von der Risslänge a werden die Schwellenwerte [6] in folgende drei Bereiche eingeteilt:

- Der erste Bereich betrifft das Risswachstum kleinster Risse in Einkristallen. Der Schwellenwert ist dementsprechend von der Mikrostruktur bzw. von der Anzahl der aktiven Gleitebenen des Kristalls abhängig.
- Der zweite Bereich wird ebenfalls von der Mikrostruktur des Werkstoffes beeinflusst. Der Schwellenwert ist abhängig von der grössten Ausdehnung, die ein Riss in einem polykristallinen Material erreichen kann, bevor dieser an einer mikrostrukturellen Barriere stehenbleibt.
- Der dritte Bereich ist nur vom örtlich auftretenden Spannungszustand abhängig. Der Schwellenwert wird durch Form, Grösse und Orientierung der plastischen Zone um die Risspitze langer Risse bestimmt. Die Mikrostruktur des Werkstoffes hat keinen wesentlichen Einfluss mehr.

Ein Festigkeitsnachweis rein auf Basis der Bruchmechanik ist derzeit aber noch nicht möglich. Einflüsse wie die Oberflächenrauheit, die Bauteilgrösse, die Korrosion und die Temperatur müssen daher über Kenngrössen erfasst und im Festigkeitsnachweis berücksichtigt werden. Basierend auf diesen Erfahrungen wurden daher Verfahren entwickelt, um Bauteile ausreichend sicher zu dimensionieren.

2.2. Nachweismethodik des Festigkeitsnachweises

Generell sollte jeder Festigkeitsnachweis mit Auslastungsgraden geführt werden. Der Auslastungsgrad ist die ausreichend sichere, angenommene Beanspruchung dividiert durch die zulässige Beanspruchbarkeit.

In Abbildung 2.1 ist exemplarisch das Nachweiskonzept der FKM-Richtlinie [R15] mit dem Auslastungsgrad als Ergebnis abgebildet. In diesem Regelwerk wird, ausgehend von Werkstoff und Konstruktionsdetail, die Bauteil-Wechselfestigkeit abgeleitet. In Abhängigkeit vom Beanspruchungskollektiv wird anschliessend die ertragbare Festigkeit des Bauteils mittels einer Schadensakkumulationshypothese berechnet. Der Ermüdungsfestigkeitsnachweis selbst erfolgt in Form eines Dauerfestigkeitsnachweises mit der maximalen Beanspruchungsamplitude, der erforderlichen Sicherheit und dem Betriebsfestigkeitsfaktor. Alle relevanten Einflüsse liegen letzt endlich als Kenngrössen vor, sodass Optimierungen einfach umgesetzt werden können.

Beim Festigkeitsnachweis ist zu beachten, dass sowohl die Beanspruchung als auch die Beanspruchbarkeit konzeptabhängige Definitionsgrößen sind (vgl. Konzepte beim Festigkeitsnachweis, Kapitel 3). Die im Festigkeitsnachweis herangezogene Art der Beanspruchung muss daher auf die Art der herangezogenen Beanspruchbarkeit abgestimmt sein.

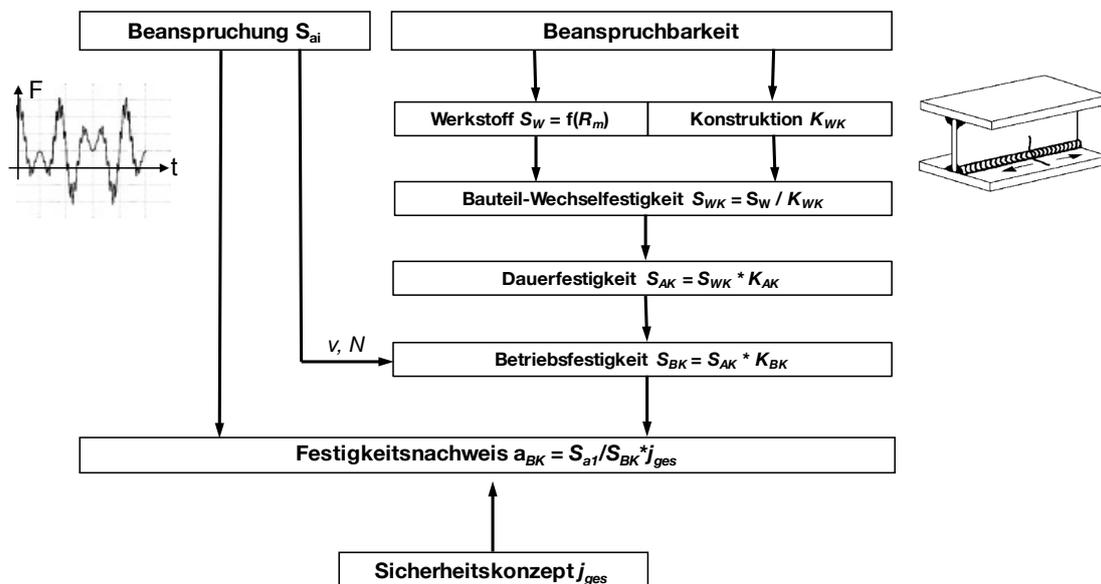


Abbildung 2.1.: Schema des Ermüdungsfestigkeitsnachweises nach der FKM-Richtlinie

2.3. Belastung und Beanspruchung

Als Belastung versteht man alle äusseren Einflüsse wie Kräfte, Momente, Temperaturdifferenzen und Beschleunigungen. Sie können statisch oder zyklisch auftreten. Die Belastungen erzeugen im Bauteil Beanspruchungen, die in Form von Beanspruchungs-Zeit-Verläufen in den Ermüdungsfestigkeitsnachweis einfließen.

Die Ermittlung der Beanspruchungen erfolgt meist mittels FEM-Berechnungen. Wenn keine Nichtlinearitäten vorliegen und die Belastungen auf quasistatischen Kräften, Momenten und Beschleunigungen basieren, können diese auch mittels Superposition kombiniert werden. In Abbildung 2.2 sind die Einzellastfälle auf einem Variobahn Fahrwerkrahmen dargestellt. Diese Einzellastfälle wurden mittels Skalierung und Superposition zu ca. 100 Lastsituationen kombiniert, wobei jede Lastsituation einen typischen Fahrzustand repräsentiert.

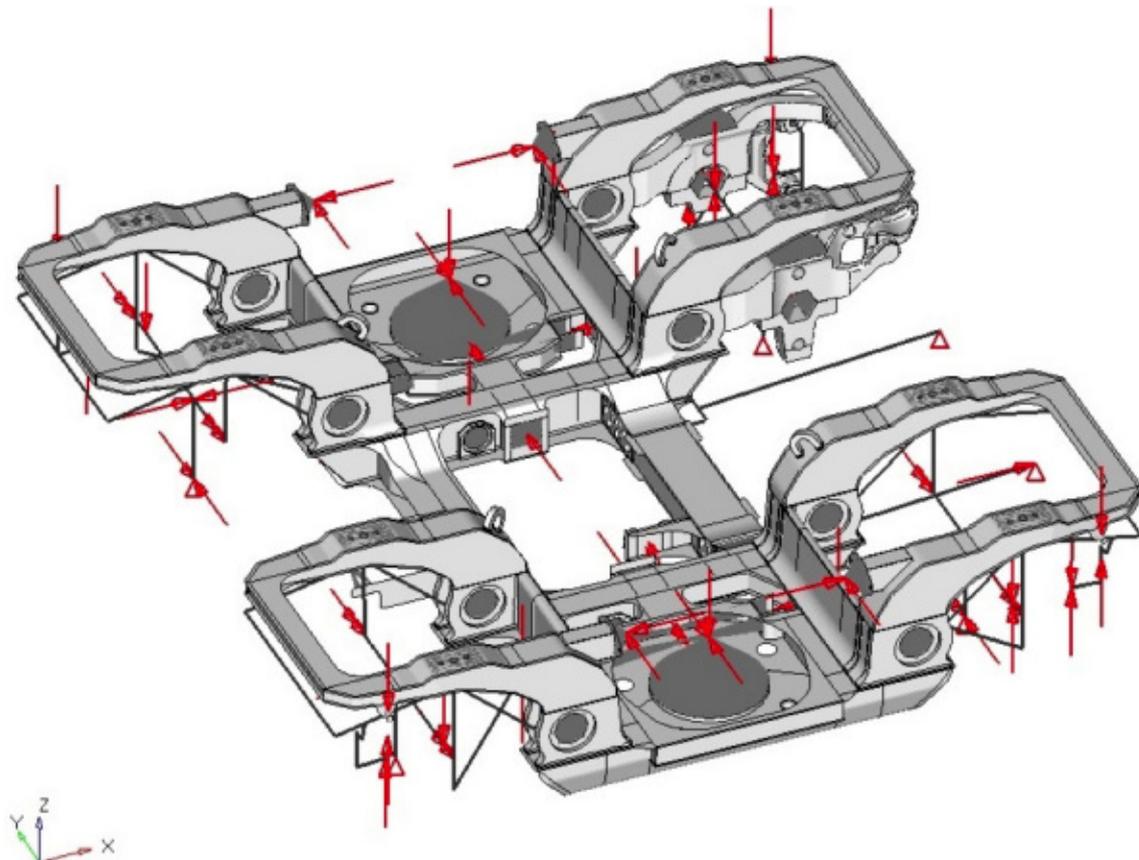


Abbildung 2.2.: Einzellastfälle für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis [1]

2. Grundlagen der Ermüdungsfestigkeit

Die Ermittlung der Beanspruchungen wird aufwendiger, wenn diese basierend auf Mehrkörpersimulationen (MKS) oder Messschrieben hergeleitet werden sollen. In diesem Fall müsste die FE-Berechnung voll transient erfolgen [7]. Die Grundlage für die Berechnung der Lasten ist die allgemeine mechanische Schwingungsgleichung nach Newton. Diese hat folgende Form:

$$M \frac{d^2 u}{dt^2} + B \frac{du}{dt} + Ku = F_a(t) \quad (2.1)$$

$u(t, x)$	gesuchtes Verschiebungsvektorfeld
$M \frac{d^2 u}{dt^2}$	Massenkräfte mit den Massen M
$B \frac{du}{dt}$	Viskose Dämpfungskräfte mit den Dämpfungskonstanten B
Ku	Kräfte aus elastischer Beanspruchung mit den Federkonstanten K
F_a	äussere Lasten

Die voll transiente Berechnung ist sehr aufwendig und eigentlich nur in den seltensten Fällen erforderlich. Daher wird zuerst überprüft, ob die Struktur Eigenfrequenzen im Frequenzbereich der anregenden Last hat. Ist dies nicht der Fall, sind auch keine transienten Effekte zu erwarten und das ganze System lässt sich deutlich reduzieren. Für ein steifes Bauteil kann die Ermittlung der Beanspruchungen dann zum Beispiel mittels des Inertia-Relief-Ansatzes erfolgen. Dieses Verfahren ist in den meisten FE-Software-Paketen enthalten und ermöglicht eine automatische Ermittlung der Massenträgheitskräfte basierend auf den äusseren Lasten und Verschiebungen.

Werden durch die Belastungen auch Eigenfrequenzen des Bauteils angeregt, sind die dynamischen Effekte auch dominant und müssen berücksichtigt werden. Solche dynamischen Beanspruchungen können mittels Harmonic- oder Frequency-Response-Verfahren ermittelt werden.

Bei nichtproportionalen Belastungen muss zusätzlich jede Last durch die entsprechenden Frequenzanteile beschrieben und überlagert werden. Eine geschickte Selektion nach den dominanten Frequenzen ist dabei sinnvoll und reduziert deutlich den Rechenaufwand.

2.4. Beanspruchbarkeit

2.4.1. Statistische Auswertung von Versuchsdaten

Für die Durchführung des Festigkeitsnachweises werden statistisch abgesicherte Festigkeitswerte benötigt. Das sind u. a. Wöhlerlinien, Gassnerlinien, Dauerfestigkeiten und Mittelspannungsempfindlichkeiten. Da diese Kennwerte neben dem Werkstoff von der Beanspruchungsart, der Geometrie, dem Spannungsverhältnis und den Fertigungseinflüssen abhängig sind, liegen diese nicht immer vor und müssen experimentell ermittelt werden.

Ziel der Versuchsdatenauswertung ist daher die Bestimmung der charakteristischen Festigkeit basierend auf statistischen Verfahren, wobei bereits vor Versuchsbeginn folgende verfahrensspezifische Annahmen definiert werden müssen:

- Anzahl der Proben (Stichprobenumfang n_p)
- Streuung der Versuchsergebnisse
- Streuung des Mittelwertes
- Wahl der Verteilungsfunktion (Gauss-Normal- oder t-Verteilung)
- geforderte Überlebenswahrscheinlichkeit P_U (üblicherweise 95 %)
- Vertrauensbereich des Mittels γ (üblicherweise 75 %)

Die Durchführung der Versuche und ihre Auswertungsmethodik sind ausführlich in den IIW-Empfehlungen [R17, R21–R23] beschrieben. In diesen Empfehlungen wird darauf Wert gelegt, dass man bereits bei einer geringen Probenanzahl eine gute Abschätzung der charakteristischen Festigkeit erreicht.

Bei der Auswertung von Wöhler-Versuchen hat sich das Perlenschnur-Verfahren bewährt. Bei diesem Verfahren werden die Versuche auf verschiedenen Spannungshorizonten durchgeführt, wobei mindestens 15 Proben geprüft werden sollten. Die Auswertung der Daten erfolgt meist mittels einer linearen Regressionsanalyse mit $\log(N_i)$ als unabhängige Variable. Die Anwendung der linearen Regression basiert auf der Annahme, dass die Versuchsergebnisse in doppelt logarithmischer Darstellung annähernd auf einer Geraden liegen und normalverteilt sind. In Abbildung 2.3 sind exemplarisch Versuchsergebnisse mit den dazugehörigen Wöhlerlinien für drei Überlebenswahrscheinlichkeiten dargestellt.

2. Grundlagen der Ermüdungsfestigkeit

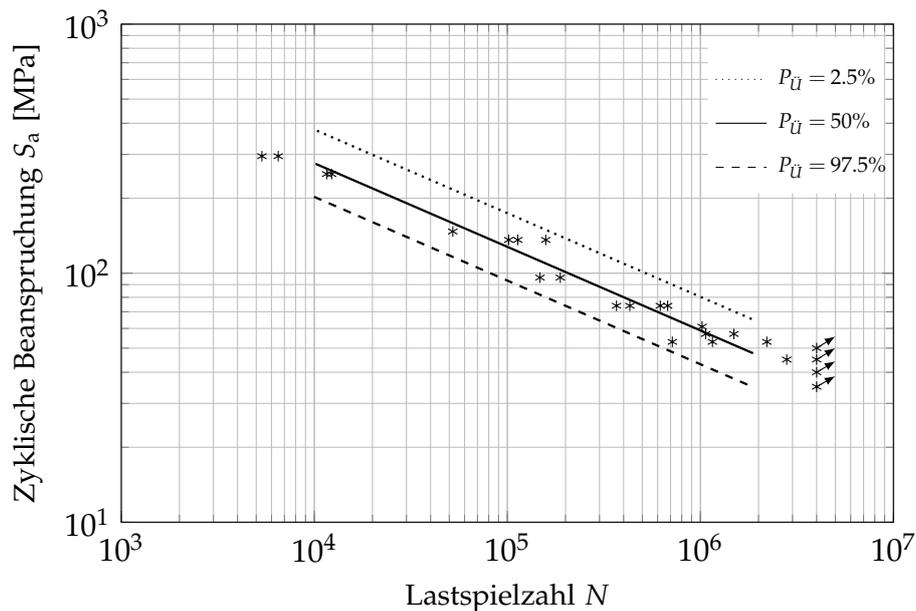


Abbildung 2.3.: Statistische Auswertung von Versuchsdaten

Die lineare Regressionsgerade ist

$$\log A = \overline{\log N} + k_\sigma \overline{\log S} \quad (2.2)$$

Die Steigung der Geraden k_σ wird aus den logarithmischen Kenngrößen $\log S_i$ und $\log N_i$ sowie aus dem Stichprobenumfang n_p berechnet.

$$k_\sigma = \frac{\sum_{i=1}^{n_p} (\log S_i - \overline{\log S}) (\log N_i - \overline{\log N})}{\sum_{i=1}^{n_p} (\log S_i - \overline{\log S})^2} \quad (2.3)$$

Die Mittelwerte der logarithmischen Kenngrößen sind

$$\overline{\log S} = \frac{\sum_{i=1}^{n_p} \log S_i}{n_p} \quad (2.4a)$$

$$\overline{\log N} = \frac{\sum_{i=1}^{n_p} \log N_i}{n_p} \quad (2.4b)$$

Die lineare Regressionslinie nach Glg. 2.2 ist

$$\log \hat{A} = \overline{\log N} + k_\sigma \overline{\log S}$$

Daraus folgt

$$\log \hat{N}_i = \log \hat{A} - k_\sigma \log S_i \quad (2.5)$$

und die Standardabweichung $\hat{\sigma}$ mit Berücksichtigung der Anzahl der Freiheitsgrade ($f_p = n_p - 2$) zu

$$\hat{\sigma} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{n_p} (\log N_i - \log \hat{N}_i)^2}{f_p}} \quad (2.6)$$

Basierend auf der nichtzentralen t-Verteilung, der geforderten Überlebenswahrscheinlichkeit $P_{\hat{U}}$, dem Vertrauensbereich des Mittels γ (dem Konfidenzniveau) und der Anzahl der Freiheitsgrade f_p wird die Abweichung vom Mittelwert t_0 berechnet, um mit diesem die einseitige Toleranzgrenze k_e zu bestimmen.

$$k_e = \frac{t_0}{n_p} \sqrt{n_p - 1} \quad (2.7)$$

Der charakteristische Wert, die Wöhlerlinie bei der geforderten Überlebenswahrscheinlichkeit, ist dann

$$\log N_{p\%} = \log \hat{A} - k_\sigma \log S \pm k_e \hat{\sigma} \quad (2.8)$$

Abweichend von dieser Formulierung erfolgt die Berechnung des charakteristischen Wertes nach der älteren IIW-Empfehlung [24] nach einem modularen Aufbau. Die einseitige Toleranzgrenze k_1 für den allgemeinen Fall ist

$$k_1 = \frac{t_{(\gamma, n_p - 1)}}{\sqrt{n_p}} + \Phi_{(P_{\hat{U}})}^{-1} \cdot \sqrt{\frac{n_p - 1}{\chi_{(1 - \gamma, n_p - 1)}^2}} \quad (2.9)$$

Dabei ist t der Wert der t-Verteilung, Φ ist die Verteilungsfunktion der Gauss-Normalverteilung (-1 steht für die inverse Funktion) und χ^2 ist der Wert der Chi-Quadrat-Korrektur. Diese Korrektur berücksichtigt die Abweichung der Versuchsdaten von der angenommenen Gauss-Normalverteilung.

2. Grundlagen der Ermüdungsfestigkeit

Wenn anhand vorhandener Versuche die Verteilung bekannt ist, reduziert sich die Berechnung des charakteristischen Wertes zu

$$k_2 = \frac{t_{(\gamma, n_p-1)}}{\sqrt{n_p}} + \Phi_{(P_{\bar{u}})}^{-1} \quad (2.10)$$

Vereinfachend kann für eine sehr grosse Probenanzahl die t-Verteilung durch die Gauss-Normalverteilung ersetzt werden. In Abbildung 2.4 sind für typische Wahrscheinlichkeiten die nach den vorgängig beschriebenen Methoden berechneten k -Werte dargestellt. Dabei ist ersichtlich, dass zwischen dem neuen und dem älteren Verfahren der IIW-Empfehlungen kaum ein Unterschied besteht ($k_e \approx k_1$). Bei einem kleinem Stichprobenumfang ist eine statistische Auswertung nicht mehr sinnvoll. Ein Stichprobenumfang von $n_p > 15$ ist daher empfehlenswert.

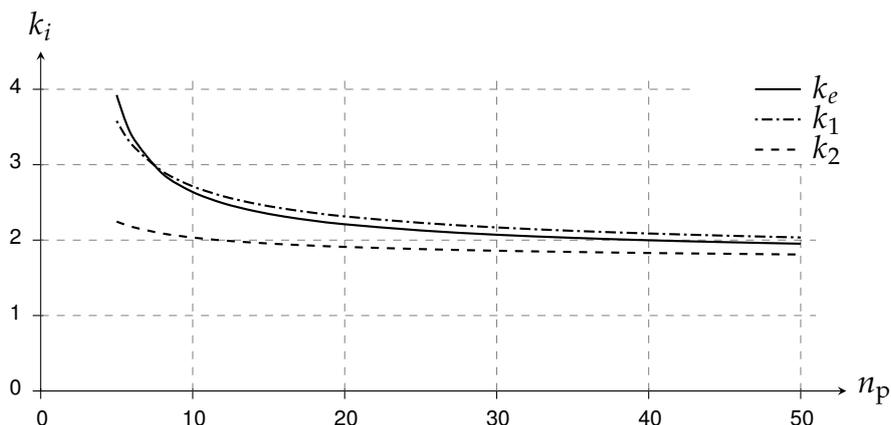


Abbildung 2.4.: Einseitige Toleranzgrenze k_i in Abhängigkeit von der gewählten Methode. Die Werte gelten für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\bar{u}} = 97.5\%$ bei einem Vertrauensbereich des Mittels von $\gamma = 75\%$.

2.4.2. Konstruktionsfaktor

Mit dem in Abbildung 2.1 beschriebenen Konstruktionsfaktor werden die Kerbwirkung, die Oberflächenrauheit, die Oberflächenbearbeitungen sowie die Werkstoffinhomogenitäten im Festigkeitsnachweis berücksichtigt. Die Faktoren $K_{WK,\sigma}$ für Normalspannungen bzw. $K_{WK,\tau}$ für Schubspannungen berücksichtigen somit geometrische und technologische Einflüsse.

Die Konstruktionsfaktoren der FKM-Richtlinie [R15] bei Normal- und Schubspannungen für nicht geschweisste Bauteile sind:

$$K_{WK,\sigma} = \frac{1}{n_\sigma} \left[1 + \frac{1}{K_f} \left(\frac{1}{K_R} - 1 \right) \right] \cdot \frac{1}{K_V K_S K_{NL,E}} \quad (2.11a)$$

$$K_{WK,\tau} = \frac{1}{n_\tau} \left[1 + \frac{1}{K_f} \left(\frac{1}{K_R} - 1 \right) \right] \cdot \frac{1}{K_V K_S} \quad (2.11b)$$

- n_σ, n_τ Stützzahlen für Normal- und Schubspannungen
- K_f Kerbwirkungszahl
- K_R Rauheitsfaktor
- K_V Randschichtfaktor
- K_S Schutzschichtfaktor
- $K_{NL,E}$ Faktor für den Werkstoff GJS bei Biegung

In der FKM-Richtlinie erfolgt eine additive Verknüpfung von Kerbwirkungszahl und reziprokem Rauheitsfaktor. Schutzschicht- und Randschichtfaktoren gehen multiplikativ ein. Aus Abbildung 2.5 geht hervor, dass auf Grund der konkurrierenden Kerbwirkung die Oberflächenrauheit in Kerben nicht so dominant ist wie an ungekerbten Proben.

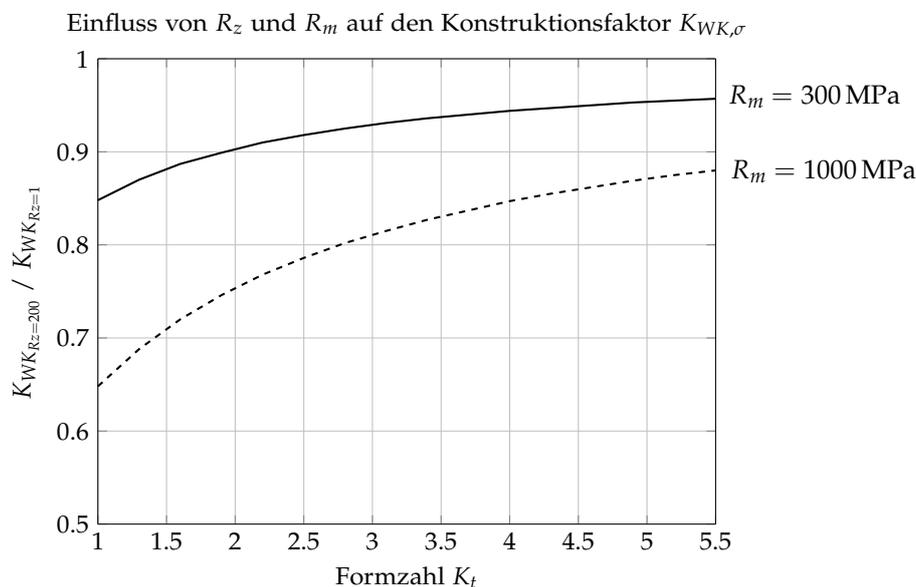


Abbildung 2.5.: Einfluss der Zugfestigkeit R_m auf den Konstruktionsfaktor bei einer gemittelten Rauheit von $R_z = 200 \mu\text{m}$

2.4.3. Kerbwirkung und Stützwirkung

Die Kerbwirkung verursacht eine örtliche Beanspruchungserhöhung im Bauteil. Die Kerbspannungslehre unterscheidet dabei zwischen Form-, Werkstoff- und Belastungskerbten. Die Erhöhung der Beanspruchung bezogen auf die Nennspannung wird als Kerbformzahl bzw. als Formzahl K_t bezeichnet.

Die Versuchsergebnisse zeigen jedoch, dass scharfe, tiefe Kerben die Schwingfestigkeit nicht in dem Ausmass reduzieren, wie es aus der Spannungserhöhung durch die Formzahl zu erwarten wäre. Dieser festigkeitssteigernde Effekt tritt auch bei milden Kerben auf, wenn die Kerbabmessung insgesamt klein ist. Diese Steigerung der Ermüdungsfestigkeit bezeichnet man als Stützwirkung. Je nach Höhe der Beanspruchung wird dabei zwischen Mikro- und Makrostützwirkung unterschieden.

Die weitgehend elastische Mikrostützwirkung tritt im Bereich geringerer Beanspruchungen auf und ist stark werkstoffabhängig.

Die Makrostützwirkung tritt bei hoher örtlicher Beanspruchung auf berücksichtigt einen Spannungsabbau in Kerben durch lokales Fließen. Um den Spannungsabbau abschätzen zu können, muss das elastisch-plastische Werkstoffverhalten berücksichtigt werden. Die Kerbbeanspruchung kann mittels FE-Berechnungen oder über Näherungsformeln bestimmt werden.

Auf Grund dieser beiden Stützwirkungen ist nicht die Kerbformzahl K_t sondern die Kerbwirkungszahl K_f für den Festigkeitsnachweis relevant. Für die Berechnung der Kerbwirkungszahl haben sich folgende Ansätze besonders bewährt:

- Spannungsgradientenansatz
- Spannungsmittelungsansatz
- Werkstoffmechanische Stützzahl

Spannungsgradientenansatz

Der Spannungsgradientenansatz basiert auf Arbeiten von Siebel und Stieler [8]. Die dabei berechnete Stützziffer η_χ ist der Quotient aus Formzahl und Kerbwirkungszahl und ist abhängig vom Werkstoff und vom Spannungsgradienten in die Tiefe. Ein solcher Spannungsgradient führt zu einer Rissverzögerung und bewirkt somit eine Stützwirkung, deren Grösse in Abhängigkeit vom Werkstoff in Abbildung 2.6 dargestellt ist. Dieser Ansatz hat sich bei nicht geschweissten Bauteilen gut bewährt und ist seit jeher Bestandteil der FKM-Richtlinie. Er

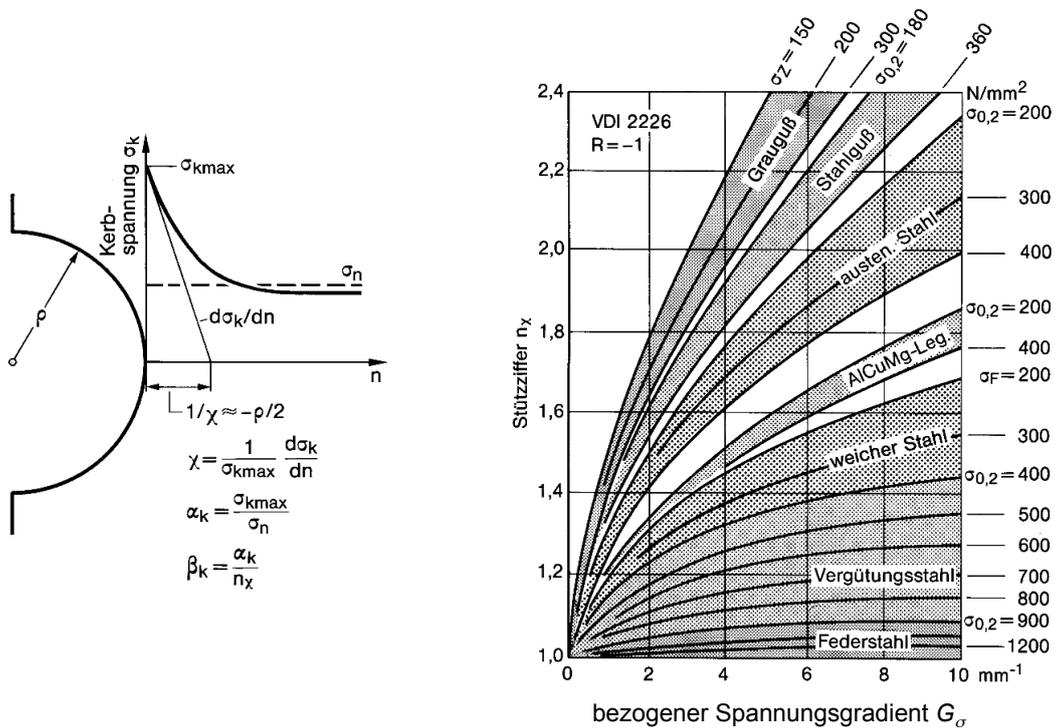


Abbildung 2.6.: Stützzahl nach Siebel und Stieler, Quelle Radaj [9], hier mit alter Bezeichnung α_k für die Formzahl und β_k für die Kerbwirkungszahl.

erklärt auch die höhere Wechselfestigkeit bei einer Biegebeanspruchung gegenüber der bei einer Zug-Druck-Beanspruchung. Der Spannungsgradient in die Tiefe wird durch das bezogene Spannungsgefälle G_σ bzw. G_τ beschrieben.

$$G_\sigma = \frac{1}{\sigma_{a,0}} \cdot \frac{\Delta\sigma_a}{\Delta s} \quad (2.12a)$$

$$G_\tau = \frac{1}{\tau_{a,0}} \cdot \frac{\Delta\tau_a}{\Delta s} \quad (2.12b)$$

Die Stützzahlen für Schubspannungen werden analog zu den Stützzahlen für Normalspannungen berechnet. Dabei muss nur die Zugfestigkeit durch die Schubfestigkeit ersetzt werden.

Zu beachten ist, dass bei randschichtgehärteten Bauteilen die Stützzahlen niedriger sind als bei nicht randschichtgehärteten Bauteilen. Weiters ist bei diesen der Anrissort Rand und der Anrissort Kern gesondert nachzuweisen. Die Wechselfestigkeit der Randschicht sollte abhängig vom Fertigungsverfahren experimentell abgesichert ermittelt werden [10].

2. Grundlagen der Ermüdungsfestigkeit

Spannungsmittelungsansatz

Mit der von Neuber eingeführten Ersatzstrukturlänge ρ^* wird die Grösse des Werkstoffvolumens im Bereich der Kerbe werkstoffabhängig beschrieben. Durch die Einführung des fiktiv vergrösserten Kerbradius ρ_f wird die mit diesem Radius berechnete Formzahl zur Kerbwirkungszahl. Die fiktive Vergrösserung vom vorhandenen Kerbradius ρ ist neben dem Werkstoff vom Mehrachsigenkoeffizienten s abhängig.

$$\rho_f = \rho + s \cdot \rho^* \quad (2.13)$$

Basierend auf diesem Ansatz wurde für geschweisste Bauteile das Kerbspannungskonzept entwickelt. In Schweißnähten kann auf Grund der hohen Kerbwirkung von rissartigen Kerben ausgegangen werden, wobei im schlimmsten Fall der Kerbradius $\rho = 0$ wird. Für einen geschweissten Stahl ist nach Abbildung 2.7 die Ersatzstrukturlänge $\rho^* = 0.4$ mm. Mit dem Mehrachsigenkoeffizienten $s = 2.5$ wird der Ersatzradius $\rho_f = 1.0$ mm.

Für geschweisste Aluminiumlegierungen und Punktschweisverbindungen an Stahlblechen wurde ein Ersatzradius $\rho_f = 0.25$ mm ermittelt [11].

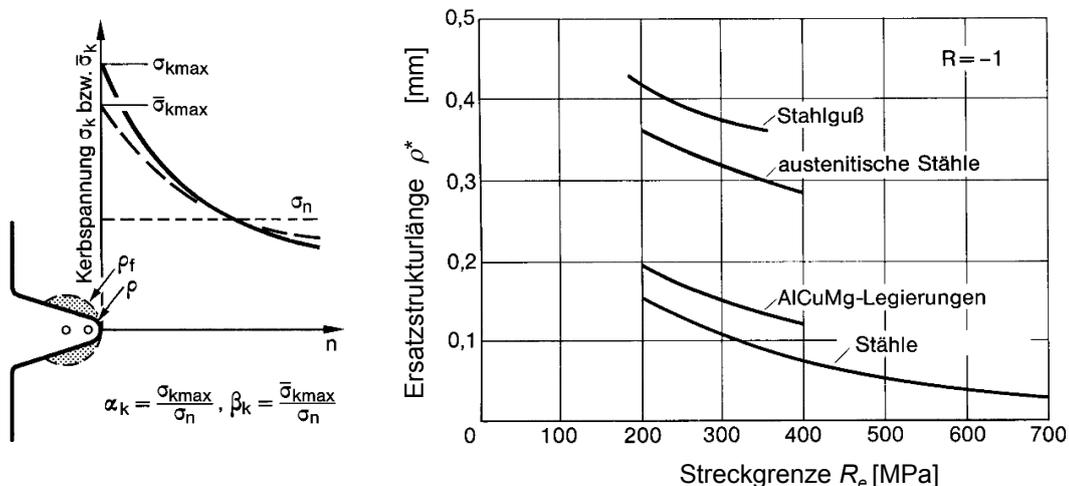


Abbildung 2.7.: Spannungsmittelungsansatz nach Neuber, Quelle Radaj [9]

Werkstoffmechanische Stützzahl nach FKM-Richtlinie

Die werkstoffmechanische Stützzahl in der FKM-Richtlinie [15] ist das Produkt aus der statischen Stützzahl n_{st} , der verformungsmechanischen Stützzahl n_{vm}

und der bruchmechanischen Stützzahl n_{bm} . Die Ergebnisse liegen bei hohen Spannungsgradienten deutlich über derjenigen nach Stieler.

$$n_{\sigma} = n_{st} \cdot n_{vm} \cdot n_{bm} \quad (2.14)$$

Die statistische Stützzahl ist vom Werkstoff sowie vom Verhältnis von der Referenzoberfläche zur hochbeanspruchten Oberfläche abhängig. Die verformungsmechanische Stützzahl berücksichtigt die Makrostützwirkung nach Neuber und ist nur bei duktilen Werkstoffen zu berücksichtigen. Die bruchmechanische Stützzahl erfasst den Einfluss des Risswachstums in einem gradientenbetroffenen Beanspruchungsfeld. Dieser Ansatz wird vor allem für den Betriebsfestigkeitsnachweis nicht geschweisster Bauteile empfohlen [10]. Neu an diesem Ansatz ist, dass bei einer grossen hochbeanspruchten Oberfläche Stützzahlen kleiner eins entstehen können.

2.4.4. Mittelspannungseinfluss

Der Mittelspannungseinfluss beruht auf Rissschliesseffekten und ist vom Werkstoff, der Kerbwirkung und von der Art der Beanspruchung abhängig. Die Darstellung dieses Einflusses erfolgt vorzugsweise im Haigh-Diagramm.

In der Abbildung 2.8 ist das Haigh-Diagramm für Normalspannungen und in Abbildung 2.9 für Schubspannungen dargestellt.

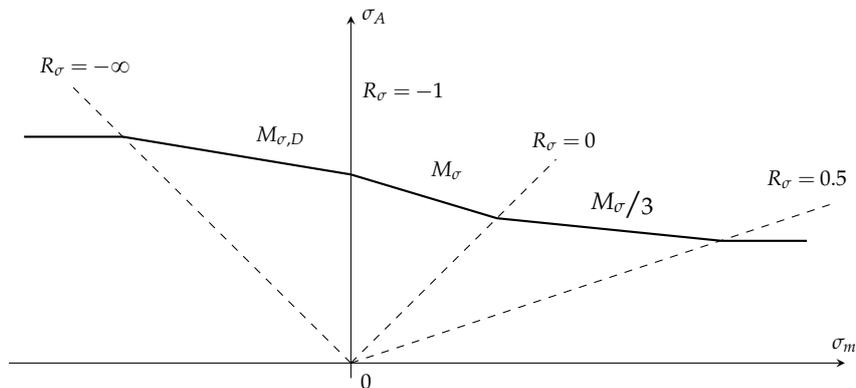


Abbildung 2.8.: Haigh-Diagramm für Normalspannungen

In Anlehnung an die FKM-Richtlinie wird die Grösse des Mittelspannungseinflusses durch den Mittelspannungsfaktor $K_{AK} = f(M_{\sigma}, R_{\sigma})$ berücksichtigt. In der FKM-Richtlinie gibt es beim Festigkeitsnachweis in Abhängigkeit von der Belastung mehrere Möglichkeiten diesen zu ermitteln. Vorzugsweise sollte der

2. Grundlagen der Ermüdungsfestigkeit

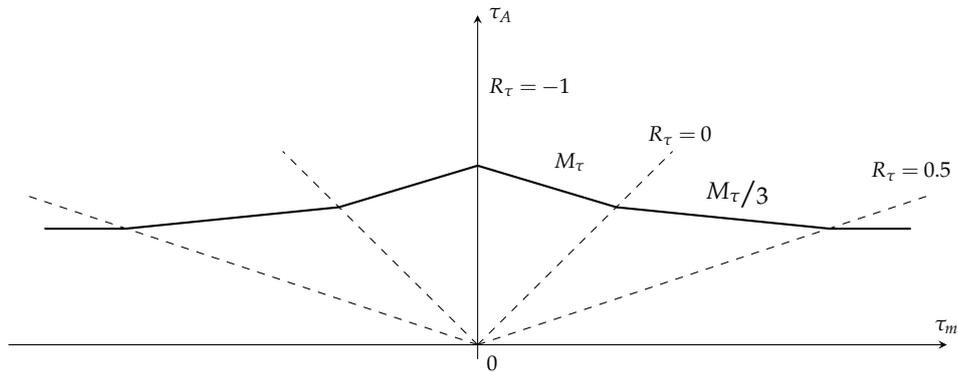


Abbildung 2.9.: Haigh-Diagramm für Schubspannungen

Mittelspannungsfaktor für ein konstantes Spannungsverhältnis R berechnet werden. Neben den äusseren Lasten können zusätzlich auch Eigenspannungen vorhanden sein. Diese können vereinfachend in hohe, mässige und geringe Eigenspannungen unterteilt werden. Eigenspannungen und Mittelspannungen können sich bis zu einem gewissen Grad überlagern [12, 13].

Das Spannungsverhältnis bei Normalspannungen ist

$$R_\sigma = \frac{\sigma_m - \sigma_a}{\sigma_m + \sigma_a} \quad (2.15)$$

Der Mittelspannungsfaktor $K_{AK\sigma}$ wird mit der Mittelspannungsempfindlichkeit M_σ für den Zug- und $M_{\sigma,D}$ für den Druckbereich berechnet.

$$K_{AK\sigma} = \begin{cases} (1 - M_{\sigma,D}) & \text{für } R_\sigma > 1 \\ \frac{3(1 + M_\sigma)^2}{3 + M_\sigma} & \text{für } 0.5 \leq R_\sigma \leq 1.0 \\ \frac{1 + \frac{M_\sigma}{3} \cdot \frac{1 + R_\sigma}{1 - R_\sigma}}{1 + \frac{M_\sigma}{3}} & \text{für } 0 < R_\sigma < 0.5 \\ \frac{1 + M_\sigma}{1 + M_\sigma} & \text{für } -1 \leq R_\sigma \leq 0 \\ 1 + M_{\sigma,D} \frac{1 + R_\sigma}{1 - R_\sigma} & \text{sonst} \end{cases} \quad (2.16)$$

Das Spannungsverhältnis bei Schubspannungen ist

$$R_\tau = \frac{\tau_m - \tau_a}{\tau_m + \tau_a} \quad (2.17)$$

Der Mittelspannungsfaktor $K_{AK\tau}$ wird mit der Mittelspannungsempfindlichkeit M_τ berechnet. Einen Druckanteil gibt es hier nicht.

$$K_{AK\tau} = \begin{cases} \frac{3(1+M_\tau)^2}{3+M_\tau} & \text{für } 0.5 \leq R_\tau \leq 1.0 \\ \frac{1 + \frac{M_\tau}{3} \cdot \frac{1+R_\tau}{1-R_\tau}}{1 + \frac{M_\tau}{3}} & \text{für } 0 < R_\tau < 0.5 \\ \frac{1 + M_\tau \cdot \frac{1+R_\tau}{1-R_\tau}}{1+M_\tau} & \text{für } -1 \leq R_\tau \leq 0 \end{cases} \quad (2.18)$$

2.5. Betriebsfestigkeitsnachweis

2.5.1. Lineare Schadensakkumulationshypothese

Wenn zeitlich veränderliche Belastungen auf das Bauteil einwirken, ist der Dauerfestigkeitsnachweis mit der Maximalamplitude konservativ. Um dem entgegenzuwirken wird ein Betriebsfestigkeitsnachweis geführt, bei dem das Beanspruchungskollektiv mittels einer Schadensakkumulationshypothese bewertet wird.

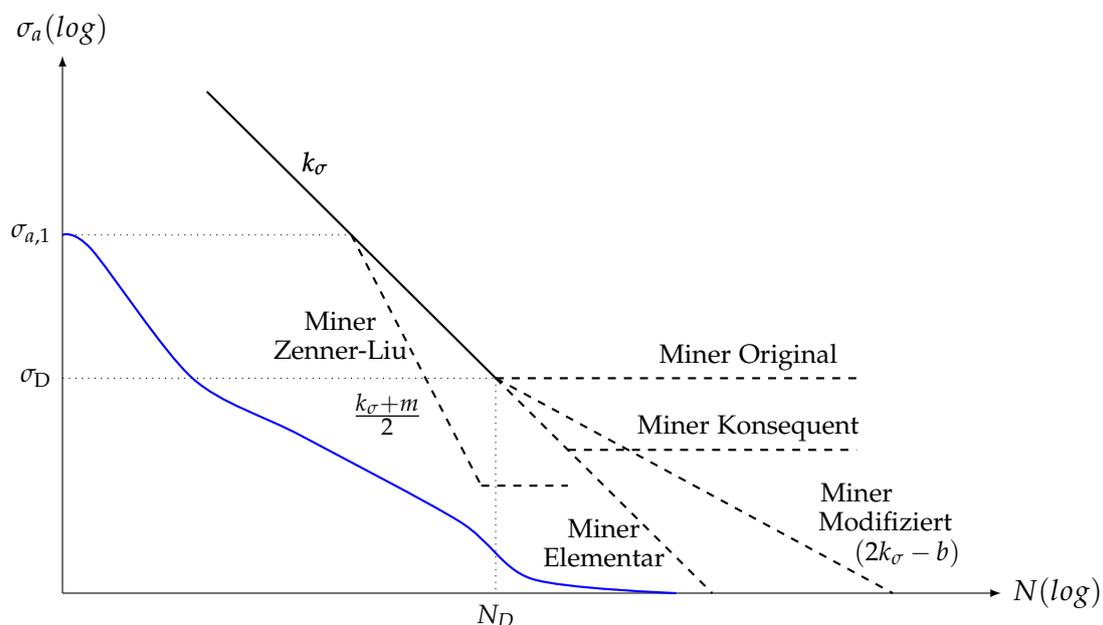


Abbildung 2.10.: Modifikationen der Miner Regel

2. Grundlagen der Ermüdungsfestigkeit

Bei der linearen Schadensakkumulation wird durch einfaches Summieren der Teilschädigungen D_i die Schädigungssumme D berechnet. Für jede Stufe i des Kollektives ist die Teilschädigung das Verhältnis der auftretenden Lastspielzahl h_i zur ertragbaren Lastspielzahl N_i . Bei der Version Miner Original ist das Ende der Lebensdauer erreicht, wenn D gleich 1.0 ist.

$$D = \sum_{i=1}^n D_i = \sum_{i=1}^n \frac{h_i}{N_i} = \sum_{i=1}^n \frac{h_i}{N_D} \left(\frac{\sigma_{a,i}}{\sigma_D} \right)^k \quad (2.19)$$

Ein Vergleich zwischen Rechnung und Versuch zeigte, dass die nach der Version Miner Original berechnete Lebensdauer tendenziell zu gross ist und daher das Verfahren auf der unsicher Seite liegt. Aus diesem Grund war es nötig, die originale Version der Miner-Regel zu modifizieren. Verschiedene, derzeit gebräuchliche Modifikationen sind in Abbildung 2.10 dargestellt. In Abhängigkeit von der gewählten Modifikation erhält man aber deutliche Unterschiede bei den berechneten Lebensdauern. Um die Treffsicherheit der gewählten Methode zu verbessern, muss die berechnete Lebensdauer an die bei den Versuchen ermittelte Lebensdauer angepasst werden.

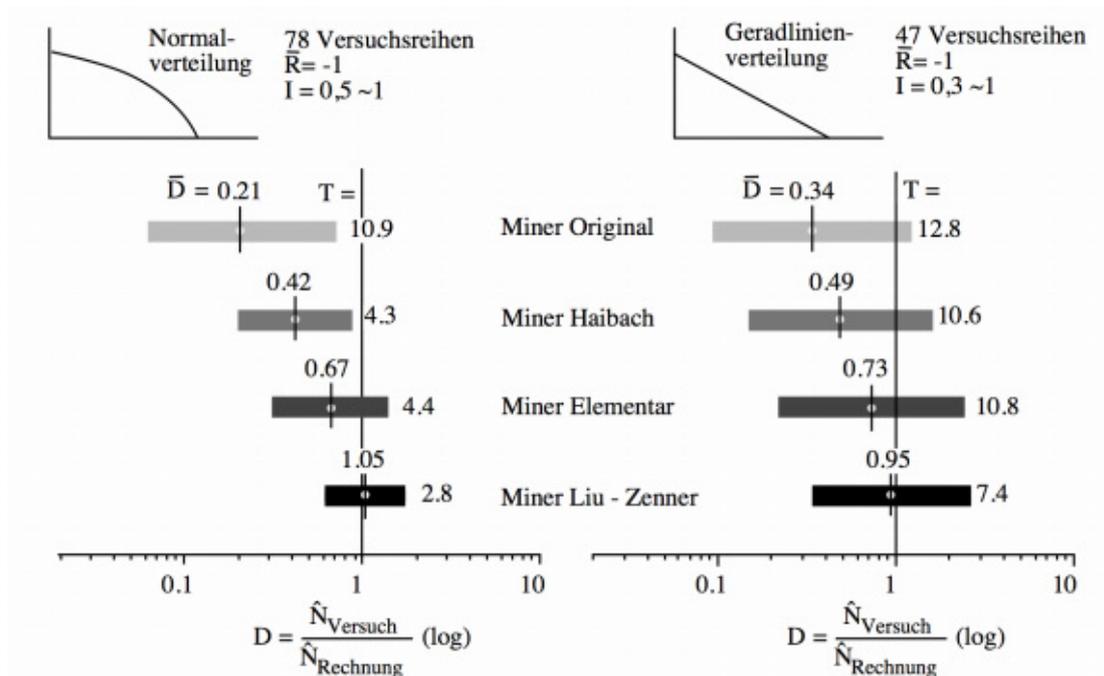


Abbildung 2.11.: Bewertung der Miner-Regel-Modifikationen nach Zenner-Liu [14]

Anhand des Vergleichs von Berechnung und Versuch wird für jede Modifikation der Miner-Regel die ertragbare bzw. effektive Schadenssumme D_m bestimmt.

Dieser Vorgang wird als Relativierung der Miner-Modifikation bezeichnet. Durch die Relativierung kann es in Abhängigkeit von der Kollektivform zu Sprüngen in den Ergebnissen kommen. Um diese Unstetigkeiten in den Ergebnissen zu vermeiden, wird die effektive Schadenssumme vorzugsweise aus dem Abstand A zwischen der Lebensdauerlinie und der Wöhlerlinie sowie der Untergrenze der effektiven Miner-Summe $D_{m,min}$ bestimmt [10].

$$D_m = \begin{cases} 2 \cdot A^{-\frac{1}{4}} & \text{für } D_{m,min} < 2 \cdot A^{-\frac{1}{4}} < 1.0 \\ D_{m,min} & \text{für } 2 \cdot A^{-\frac{1}{4}} < D_{m,min} \\ 1 & \text{sonst} \end{cases} \quad (2.20)$$

Das Ende der Lebensdauer ist erreicht, wenn die berechnete Schadenssumme D gleich gross ist wie die effektive Miner Summe D_m . Die Treffsicherheit verschiedener Miner-Regeln in Abhängigkeit von der Kollektivform ist in Abbildung 2.11 ersichtlich.

Auf Grund der hohen Lastspielzahlen bei Schienenfahrzeugen entstehen besondere Anforderungen an die Schadensakkumulationshypothese. Es hat sich herausgestellt, dass die Verfahren Miner Original und Miner Elementar für die Schienenfahrzeugindustrie nicht geeignet sind. Branchentypisch werden daher vor allem die Verfahren Miner Haibach oder Miner Konsequent angewendet. Zu beachten ist, dass mittels der Miner-Regel nur die Schadenssumme, nicht aber direkt der Auslastungsgrad berechnet werden kann.

Beim Betriebsfestigkeitsnachweis ist jedoch das vorrangige Ziel die Berechnung des Auslastungsgrades. Der Ermüdungsfestigkeitsnachweis muss daher auf einem iterativen Verfahren basieren, bei dem die Beanspruchungsamplituden des Kollektivs solange skaliert werden, bis die berechnete Miner-Summe gleich gross wie die effektive Miner-Summe ist. Der gesuchte Auslastungsgrad ist dann der Kehrwert des Skalierungsfaktors x mal dem geforderten Sicherheitsfaktor j_{ges} .

$$a_i = \frac{j_{ges}}{x} \quad \text{mit:} \quad \sum_{i=1}^n \frac{h_i}{N_{D\sigma}} \left(\frac{x \cdot \sigma_{a,i}}{\sigma_D} \right)^k \equiv D_m \quad (2.21)$$

Durch das iterative Verfahren werden Beanspruchungsamplituden, die unter dem Kniefunkt der Wöhlerlinie liegen, ebenfalls berücksichtigt (siehe Abbildung 2.12). Das ist vor allem dann notwendig, wenn ein Vergleichsauslastungsgrad aus den einzelnen Komponenten berechnet wird.

2. Grundlagen der Ermüdungsfestigkeit

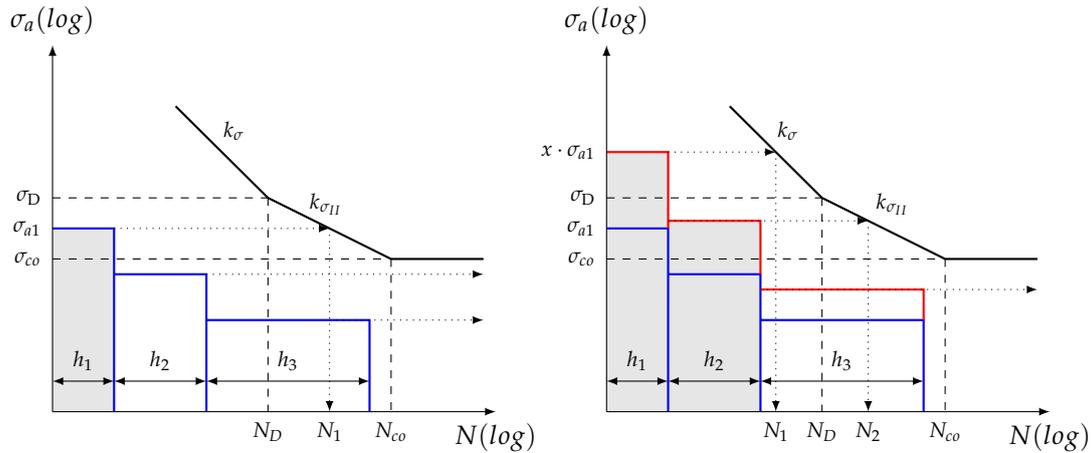


Abbildung 2.12.: Anwendungsempfehlung der Miner Regel

Bei der Methode Miner Konsequent wird der Auslastungsgrad ebenfalls durch ein iteratives Verfahren nach Gleichung 2.22 berechnet. Die Miner-Summe wird dabei aber nicht explizit ausgewiesen. Die Berechnung ist iterativ mit verschiedenen Werten für $\tilde{\sigma}_{\ddot{a}qu}$ solange zu wiederholen, bis $\tilde{N} = \bar{N}$ ist (siehe FKM-Richtlinie [R15]).

$$\tilde{N} = A \cdot N_{D\sigma} \cdot D_m \cdot \left(\frac{\tilde{\sigma}_{\ddot{a}qu}}{\sigma_{a,1}} \right)^{k_\sigma} \quad (2.22)$$

mit

$$A = \left[\frac{Z1}{N1} + \sum_{v=m}^j \frac{Z2}{N2} \right] \cdot \left(\frac{\sigma_{a,1}}{\tilde{\sigma}_{\ddot{a}qu}} \right)^{k-1}$$

$$Z1 = \left(\frac{\tilde{\sigma}_{\ddot{a}qu}}{\sigma_{a,1}} \right)^{k_\sigma-1} - \left(\frac{\sigma_{a,m}}{\sigma_{a,1}} \right)^{k_\sigma-1}$$

$$Z2 = \left(\frac{\sigma_{a,v}}{\sigma_{a,1}} \right)^{k_\sigma-1} - \left(\frac{\sigma_{a,v+1}}{\sigma_{a,1}} \right)^{k_\sigma-1}$$

$$N1 = \sum_{i=1}^{m-1} \frac{h_i}{\bar{N}} \cdot \left(\frac{\sigma_{a,i}}{\sigma_{a,1}} \right)^{k_\sigma}$$

$$N2 = \sum_{i=1}^v \frac{h_i}{\bar{N}} \cdot \left(\frac{\sigma_{a,i}}{\sigma_{a,1}} \right)^{k_\sigma}$$

m Nummer der ersten Kollektivstufe unterhalb von $\tilde{\sigma}_{\ddot{a}qu}$

2.5.2. Sicherheitsbedürfnis

Das Sicherheitsbedürfnis eines Bauteils hängt von der Schadenstoleranz, der Redundanz sowie von der Prüf- und Inspizierbarkeit ab und kann durch eine Fehlermöglichkeits- oder Einflussanalyse bestimmt werden. Der erforderliche Gesamtsicherheitsfaktor ist das Produkt der jeweiligen Teilsicherheitsfaktoren. Bei Berücksichtigung all dieser Teilsicherheitsfaktoren hat der Festigkeitsnachweis in Anlehnung an die FKM-Richtlinie [10] folgende Form:

$$j_S \cdot j_W \cdot \sum_{i=1}^n \left(\frac{\bar{S}_i \cdot j_{K_i}}{j_{R,S_i}} \right) \cdot j_V \leq \left(\frac{\bar{F}}{j_{R,F} \cdot j_F \cdot j_G} \right) \quad (2.23)$$

j_S	Lastfaktor	j_W	Wertigkeitsfaktor
\bar{S}	mittlere Beanspruchung	j_K	Lastkombinationsfaktor
$j_{R,S}$	Risikofaktor für hohe Lasten	j_V	Verschärfungsfaktor
\bar{F}	mittlere Festigkeit	$j_{R,F}$	Risikofaktor
j_F	Materialfaktor	j_G	Gussfaktor

In Abbildung 2.13 ist der Zusammenhang zwischen den sicheren Lasten und den charakteristischen Werkstoffkennwerten dargestellt.

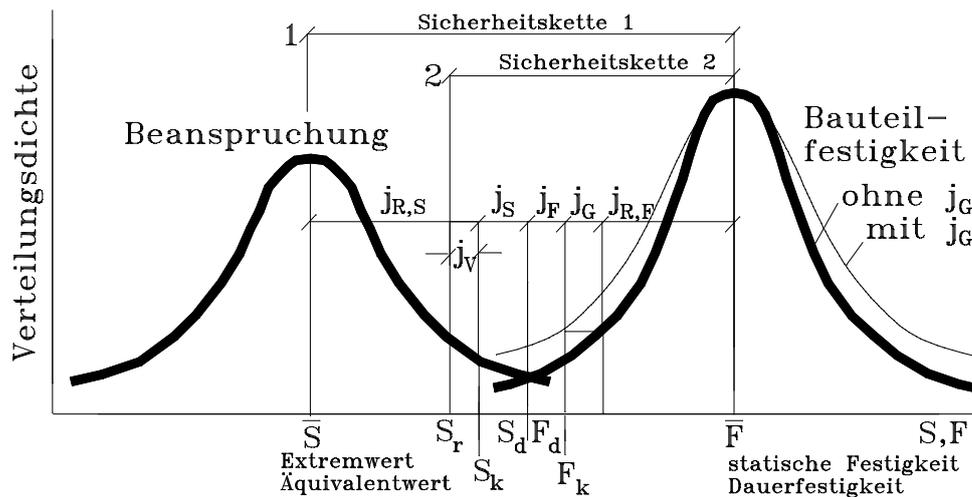


Abbildung 2.13.: Schema des Sicherheitskonzeptes nach FKM-Richtlinie [10]

2. Grundlagen der Ermüdungsfestigkeit

Ein Lastfaktor $j_S > 1$ ist nur dann erforderlich, wenn Belastungskollektive aus nicht ausreichend abgesicherten Messdaten generiert werden. Dieser Sicherheitsfaktor bewirkt eine Verschärfung des Messkollektives auf Seite der Beanspruchung.

Der Materialfaktor j_F berücksichtigt den Unterschied zwischen Schadenstoleranz und Versagen ohne Vorwarnung.

Der Gussfaktor j_G ist abhängig von Qualitätsanforderungen und Qualitätssicherungsmassnahmen bei Gussbauteilen. Da in Gussbauteilen fertigungsbedingt immer Imperfektionen auftreten, muss selbst für ein zu 100 % geprüftes Gussbauteil ein Gussfaktor grösser eins angesetzt werden.

Der Wertigkeitsfaktor j_W ist das Produkt der Teil-Wertigkeitsfaktoren j_{W_1} und j_{W_2} . Diese berücksichtigen sowohl unterschiedliche Schadensfolgen als auch qualitätssichernde Massnahmen. In der Tabelle 2.1 sind die Teil-Wertigkeitsfaktoren der FKM-Richtlinie [R15] dargestellt.

Tabelle 2.1.: Wertigkeitsfaktoren

j_{W_1} Schadensfolge			j_{W_2} Inspektion	
hoch	mittel	nieder	keine	regelmässig
1.15	1.075	1.0	1.1	1.0

Der Normwert der Beanspruchung S_k wird mit den Faktoren $j_{R,S}$ und j_V und der mittleren Beanspruchung \bar{S} berechnet. Das kann über eine der zwei in Abbildung 2.13 dargestellten Sicherheitsketten erfolgen.

Die charakteristische Festigkeit F_k wird mit der mittleren Festigkeit \bar{F} und dem Faktor $j_{R,F}$ berechnet.

Bei geschweissten Bauteilen sollte das Sicherheitskonzept der DIN EN 15085 [R6] verwendet werden. Dabei wird zuerst das Sicherheitsbedürfnis in Abhängigkeit von der Auswirkung auf Personenschaden, Erkennbarkeit des Risses bei der Inspektion und möglicher Lastumlenkung bei lokalem Versagen bestimmt. Aus dem Sicherheitsbedürfnis und dem Beanspruchungszustand ergibt sich dann die erforderliche Schweißnahtgüteklasse (SGK).

3. Festigkeitsnachweiskonzepte

3.1. Übersicht

Festigkeitsnachweise haben ihren Ursprung in der Bewertung der ertragbaren Last. Im Lauf der Zeit wurde versucht, die Nachweise allgemeiner und detaillierter zu formulieren. Dabei erfolgte ein Wandel von den globalen zu den lokalen Konzepten. Dieser Verlauf ist in Abbildung 3.1 dargestellt.

Zur Zeit sind folgende Konzepte ausgearbeitet und in diversen Regelwerken enthalten:

- Nennspannungskonzept
- Strukturspannungskonzept
- Kerbspannungskonzept (Konzept der örtlich elastischen Beanspruchung)
- Örtliches Konzept (Kerbdehnungskonzept)
- Rissfortschrittskonzepte (Bruchmechanik-Konzepte)

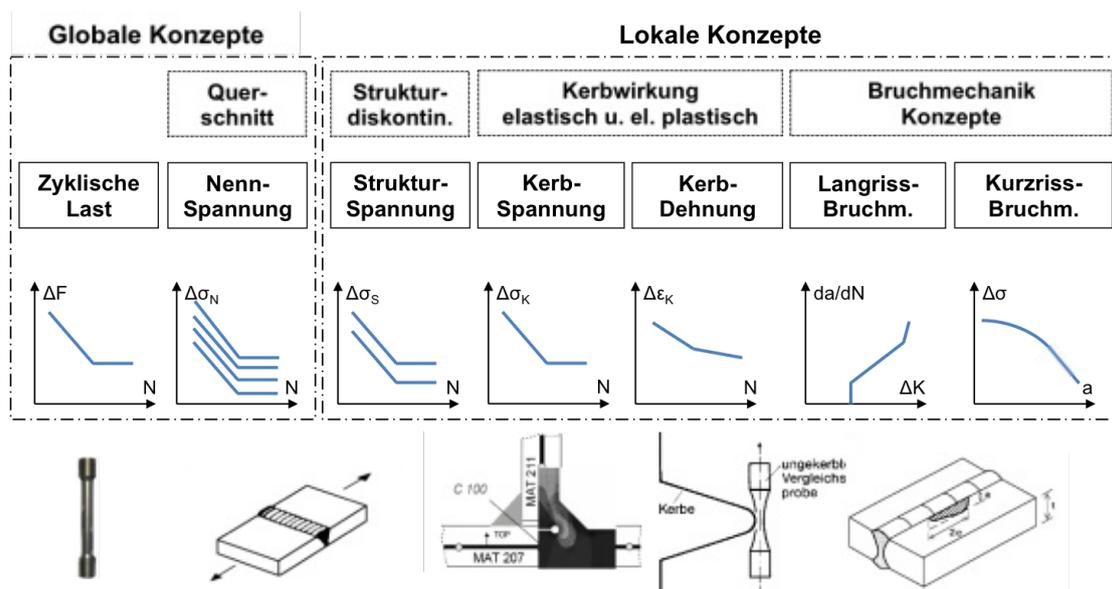


Abbildung 3.1.: Festigkeitsnachweiskonzepte (Schema nach Radaj)

3.2. Nennspannungskonzept

Beim Nennspannungskonzept werden globale Beanspruchungen den Bauteilwöhlerlinien gegenübergestellt. Dabei ist sowohl ein Dauerfestigkeitsnachweis als auch ein Betriebsfestigkeitsnachweis mit einer Schadensakkumulationsrechnung möglich. Die dazu erforderliche, experimentell ermittelte Bauteilwöhlerlinie kann vereinfacht durch folgende Formel beschrieben werden:

$$N_i = N_A \left(\frac{S_{a,i}}{S_A} \right)^{-k_\sigma} \quad (3.1)$$

Die meisten Regelwerke definieren den Stützpunkt der Wöhlerlinie bei der Schwingspielzahl $N_A = 2 \cdot 10^6$. In Gleichung 3.1 ist $S_{a,i}$ die ertragbare Spannungsamplitude bei der Schwingspielzahl N_i und k_σ ist der Wöhlerlinienexponent.

Die Festigkeit des Bauteils ist vom Spannungsverhältnis R abhängig. Werden die Versuche mit konstanten Spannungsverhältnissen durchgeführt, streuen sowohl der Wöhlerlinienexponent als auch der Abknickpunkt der Wöhlerlinie einheitlich. Dadurch wird eine Normierung der experimentell ermittelten Wöhlerlinien möglich und die Handhabung der unterschiedlichen Versuchsdaten deutlich vereinfacht. Die Grösse der Streubänder, die aus den Streufunktionen $f(P_{\ddot{U}})$ ermittelt wird, bleibt somit erhalten. Weiters kann mit dem Faktor f_R die Dauerfestigkeit verschiedener R -Werte auf eine Dauerfestigkeit R_0 transformiert werden, wodurch man schlussendlich folgende allgemeine Formulierung der Wöhlerlinie erhält:

$$N_i = N_A \left[\frac{S_{a,i}}{S_{A,R_0} \cdot f_R \cdot f(P_{\ddot{U}})} \right]^{-k} \quad (3.2)$$

Diese Gleichung bildet die Grundlage der meisten Regelwerke für den Betriebsfestigkeitsnachweis wie z. B. IIW-Empfehlungen, Eurocode 3, DS 804 [925], DAST-Richtlinie 011 und FKM-Richtlinie. Daraus ergibt sich das in Abbildung 3.2 dargestellte parallelisierte Schema an Wöhlerlinien.

Bei Schweissverbindungen erfolgt eine Zuordnung der Schweissstösse zu den jeweiligen Kerbklassen in Abhängigkeit von Stossart, Nahtart, Beanspruchung und Qualität. Je nach Regelwerk gibt es unterschiedlich viele Kerbklassen mit unterschiedlichen Niveaus. Oft erfolgt nur eine Zuordnung nach der Nahtart, da die Festigkeit dieser in grober Näherung auf die Konstruktion übertragbar ist.

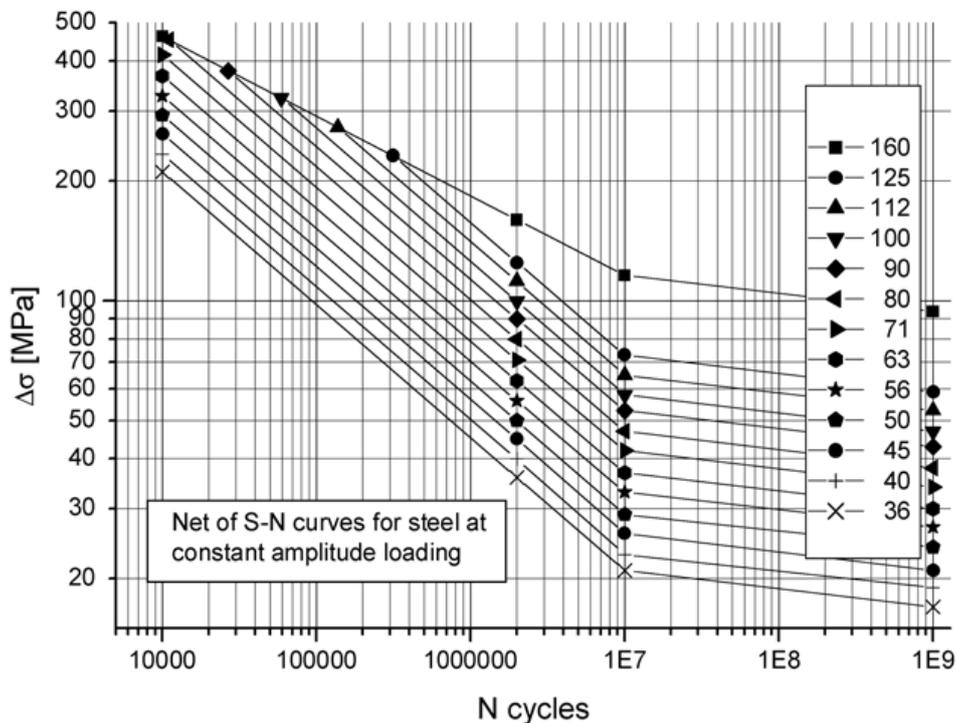


Abbildung 3.2.: Bauteil-Wöhlerlinien des Nennspannungskonzeptes nach IIW [326]

Der grosse Vorteil des Nennspannungskonzeptes liegt in der Einfachheit der Anwendung. Ein Nachteil ist der hohe Versuchsaufwand, da die experimentelle Ermittlung der charakteristischen Festigkeitswerte zeit- und kostenintensiv ist. Regelwerke, die auf dem Nennspannungskonzept basieren, beinhalten daher meist nur eine geringe Anzahl von branchentypischen Konstruktionsdetails. Bei der Bewertung des Nennspannungskonzeptes durch die TU-Clausthal [15] wurde weiters festgestellt, dass dieses Konzept versagt, sobald das örtliche Beanspruchungsgeschehen die Lebensdauer beeinflusst. Dies ist der Fall bei:

- örtlichen Spannungsumlagerungen durch Überlasten
- Randschichtbehandelten Bauteilen
- nichtproportionalen mehrachsigen Beanspruchungen

Eine allein auf diesem Konzept basierende Bauteilbemessung sollte daher nicht zu einer Bauteilfreigabe führen [15]. Das bedeutet, dass bei Anwendung des Nennspannungskonzeptes die Bauteilfreigabe erst nach Erfüllung des Validierungsprogrammes mit weiteren Festigkeitsnachweisen erfolgen sollte.

3.3. Strukturspannungskonzept

Basierend auf dem Nennspannungskonzept wurde für komplex gestaltete, dynamisch belastete Schweisskonstruktionen das Strukturspannungskonzept entwickelt. Dieses findet vor allem in der Offshoretechnik aber auch im Fahrzeug-, Schiff- und Behälterbau Anwendung. Die Einbindung in mehrere Regelwerke [R17, R27] erfolgte bereits. Anstelle der Nennspannung wird hier die Strukturspannung der Strukturspannungs-Wöhler-Linie gegenübergestellt. Bei Schweissnähten ist die Strukturspannung die unmittelbar vor dem Nahtübergang theoretisch auftretende Spannung. Das Problem bei der Berechnung dieser Spannung besteht darin, dass unerwünschte Kerbeffekte mit erfasst werden. Daher werden die Strukturspannungen mittels Oberflächenextrapolation oder Innenlinearisierung berechnet. Genaue Vorgaben zur Ermittlung der Strukturspannungen sind in den IIW-Empfehlungen [R17] enthalten.

Der Vorteil gegenüber dem Nennspannungskonzept liegt in der genaueren Betrachtung der Struktur. Der Nachweis basiert vor allem auf einem Vergleich spezieller Bauteilformen untereinander. Weiters können Neukonstruktionen mittels Nachrechnungen bewährter Altkonstruktionen treffsicher bewertet werden.

Die beim Nennspannungskonzept angeführten Nachteile bleiben auch beim Strukturspannungskonzept bestehen. Weiters beschränkt sich der Nachweis rein auf den Nahtübergang. Derzeit gibt es noch keine Möglichkeit, Schweissnahtwurzel beziehungsweise innen liegende Kerben sicher zu bewerten.

3.4. Kerbspannungskonzept

Beim Kerbspannungskonzept basiert der Nachweis auf lokalen Spannungen. Die Beanspruchbarkeit ist nur mehr vom Werkstoff abhängig. Diese Werkstoffwöhlerlinien müssen wiederum statistisch abgesichert vorliegen. Damit die lokale Beanspruchung der Beanspruchbarkeit gegenübergestellt werden kann, müssen die Mikrostützwirkung, die Bauteilgrösse und die Fertigungseinflüsse beachtet werden.

Geeignete, abgesicherte Mikrostützwirkungshypothesen liegen sowohl für geschweisste als auch für nicht geschweisste Bauteile vor. Daher ist das Konzept seit längerem in Regelwerken etabliert. Bei Schweissverbindungen sind bezüglich der Kerbgeometrie, der Werkstoffwechselfestigkeiten, der Bauteilgrössen und der Eigenspannungen weitere Annahmen zu treffen.

Das Kerbspannungskonzept für Schweissverbindungen wird gerade im Rahmen einer DVS-Arbeitsgruppe für die industrielle Anwendung erweitert [16]. Folgende Punkte sind noch in Ausarbeitung:

- längs und auf Schub beanspruchte Nähte
- Einflussfaktoren für die Wanddicke und die Mittelspannung
- Bewertung von Schweissnahtenden
- Einfluss von Imperfektionen beziehungsweise die Berücksichtigung von Schweissnahtgüteklassen nach ISO 5817 [97] auf die Festigkeit
- Bewertung mehrachsiger Beanspruchungszustände

3.5. Kerbdehnungskonzept

Beim Kerbdehnungskonzept werden die elastisch-plastischen Spannungs-Dehnungsverläufe aus linear-elastisch berechneten Beanspruchungen mit Hilfe von Näherungsformeln berechnet und Dehnungs-Wöhlerlinien gegenübergestellt. Der Vorteil am Konzept ist, dass auch die Makrostützwirkung konsequent berücksichtigt wird und daher Kuzzeitfestigkeitsnachweise möglich sind. Die Berücksichtigung von Reihenfolgeeffekten ist ebenfalls möglich. Als Rechenresultat erhält man ausschliesslich Anrissfestigkeiten. Die Berechnung der weiteren, relevanten Rissfortschrittsphase bis zum Bruch basiert danach auf dem Rissfortschrittskonzept.

Da das örtliche Konzept auf einer Reihe von Annahmen beruht, müssen nach Zenner [15] folgende Punkte beachtet werden:

- Wie wird das zyklische σ - ϵ -Diagramm ermittelt?
- Wie exakt ist das gewählte Masing-Verhalten?
- Bei welcher Schwingungszahl ist die Dauerfestigkeit erreicht?
- Welches Mikrostützwirkungskonzept gilt?
- Welche Näherungsformel gilt beim Makrostützwirkungskonzept?
- Welcher Schädigungsparameter ist anzuwenden?
- Wie werden Grösseneinfluss, Mehrachsigkeit und Rauigkeit bewertet?

Auf Grund der vielen, oft unklar zu definierenden Einflussgrössen entsteht eine gewisse Unsicherheit bei der Anwendung dieses Konzeptes. Ein Vergleich zwischen Berechnung und Versuch zeigte, dass das örtliche Konzept noch mehr streut als das Nennspannungskonzept. Auf Grund des Einsatzes eines lokalen Konzeptes war das nicht zu erwarten. Daher ist eine Lebensdauerberechnung rein auf dem örtlichen Konzept ebenfalls unzureichend sicher.

3.6. Rissfortschrittskonzept

Das Rissfortschrittskonzept ist in seiner Form als ΔK -Konzept (LEBM) in nahezu allen neueren Regelwerken enthalten. Dabei wird es für die Abschätzung von Restlebensdauern, für die Festlegung von Inspektionsintervallen und vor allem zur Beurteilung von fertigungsbedingten Werkstofffehlern eingesetzt. Die Bewertung von Fertigungsfehlern betrifft vor allem geschweisste und gegossene Bauteile.

In der Schienenfahrzeugindustrie werden heute Inspektionsintervalle von Radsatzwellen auf Basis von Einsatzspiegeln, Beladungskollektiven und gemessenen Streckenkollektiven bestimmt. Dieser Nachweis der Schadenstoleranz ist von zwei wesentlichen Faktoren beeinflusst, nämlich von den Zugspannungen an der Wellenoberfläche und von der Anfangsriszlänge [17]. Als Ergebnisse erhält man den in Abbildung 3.3 dargestellten Verlauf des Rissfortschrittes pro Laufleistung.

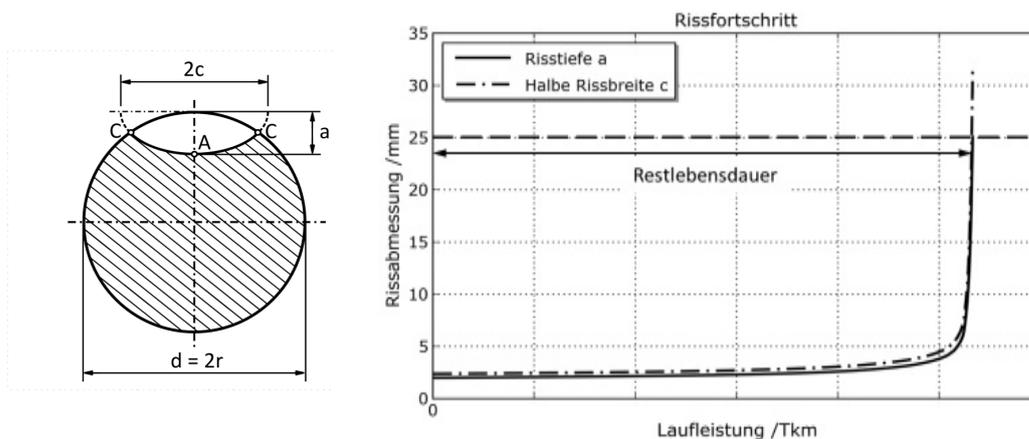


Abbildung 3.3.: Verlauf des Rissfortschrittes pro Laufleistung einer Radsatzwelle

Die Berechnung des Risswachstums erfolgt durch Integration der Rissfortschrittsgleichung 3.3. Durch den effektiven Spannungsintensitätsfaktor ΔK_{eff} wird der Mittelspannungseinfluss durch Risschliessen berücksichtigt.

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K_{\text{eff}})^m \quad \text{für } \Delta K_{\text{eff}} > \Delta K_{\text{th,eff}} \quad (3.3)$$

Für die Rissfortschrittsberechnung bei mehrstufiger Beanspruchung wurden spezielle Verfahren entwickelt, die zusätzlich Reihenfolgeeffekte berücksichtigen (siehe [9, 18]).

4. Kerbspannungskonzept

4.1. Anwendungsbereich

Das Kerbspannungskonzept ist ein lokales Berechnungskonzept für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis von Schweissverbindungen. Dabei wird die Kerbspannung anhand einer linear elastischen FE-Berechnung eines Schweissdetails mit idealisierter Ersatzkerbe ermittelt und der vom Werkstoff abhängigen Kerbspannungs-Wöhlerlinie gegenübergestellt. Mit diesem, in der Praxis bereits bewährten Konzept [19] lassen sich alle möglichen Stoss- und Nahtarten von Schweissnähten bewerten. Auf Grund dieser universellen Anwendbarkeit ist es bereits Bestandteil mehrerer Regelwerke [R15, R26], wobei sich die darin enthaltenen Vorgaben bis jetzt ausschliesslich auf die Festigkeitsbewertung von quer zur Schweißnaht beanspruchten Verbindungen beschränken. Generell ist die Anwendung auf alle metallischen Werkstoffe wie Stahl, Magnesium- oder Aluminiumlegierungen möglich. Für Wanddicken ab 1 mm und Schwingspielzahlen grösser als 10^4 Lastwechsel liegen für gebräuchliche Werkstoffe bereits abgesicherte Festigkeitswerte vor. Der Nachweis der niederzyklischen Ermüdung (LCF) ist mit diesem linear elastischen Konzept aber nicht möglich. Mit dem Kerbspannungskonzept können sowohl Nahtübergänge und Nahtwurzeln als auch Biege- und Membranspannungen getrennt bewertet werden. Zu beachten ist aber, dass die Kerbspannungen anhand von FE-Modellen mit definierter, idealisierter Nahtgeometrie bestimmt werden. Geometrische Nahtimperfectionen wie Nahtüberhöhungen, Einbrandkerben u. ä. werden auf der Seite der Schwingfestigkeiten berücksichtigt. Daher ist ein Bezug zwischen den Festigkeitswerten und den Fertigungsqualitäten zu beachten. Die Festigkeitswerte der IIW-Empfehlungen gelten für die Bewertungsgruppe C nach ISO 5817 [R7]. Für Bewertungsgruppe D ist eine Abminderung der zulässigen Festigkeitswerte in Abhängigkeit vom Kerbdetail und der Beanspruchungsart erforderlich. Bei Bedarf kann der geometrische Einfluss sämtlicher Nahtparameter untersucht werden, wobei die entsprechenden Berechnungsmodelle diese Imperfectionen beinhalten müssen. Die auf diese Weise berechneten Beanspruchungen können wiederum mit den vorliegenden Kerbspannungswöhlerlinien bewertet werden.

4.2. Beanspruchung quer zur Schweissnaht

4.2.1. Definition von Nahtübergang und Nahtwurzel

Die dominante Beanspruchung einer Schweissnaht ist meist die Normalspannung quer zu dieser. Je nach konstruktiver Gestalt der Nahtart kann bei dieser Beanspruchung sowohl der Nahtübergang (NÜ) als auch die Nahtwurzel (NW) der kritische Ort sein. Beim Festigkeitsnachweis müssen daher beide Stellen getrennt voneinander bewertet werden.

Die Unterscheidung zwischen Nahtwurzel und Nahtübergang wurde erforderlich, da bei Auswertungen von Versuchsdaten unterschiedliche Schwingfestigkeiten für diese Stellen ermittelt wurden. Die Klassifizierung erfolgt mit Hilfe des Kerböffnungswinkel ω . Bei Nahtübergängen ist $\omega \geq 90^\circ$ und bei Nahtwurzelkerben ist $\omega < 90^\circ$. In Abbildung 4.1 ist der Kerböffnungswinkel sowie der Nahtanstiegswinkel θ für zwei Stossarten exemplarisch dargestellt. Der Unterschied der Schwingfestigkeiten lässt sich nicht werkstoffmechanisch begründen sondern ist vom verwendeten Referenzradius abhängig.

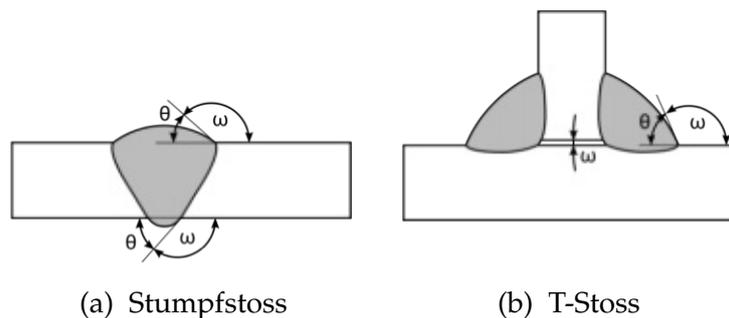


Abbildung 4.1.: Kerböffnungswinkel ω und Nahtanstiegswinkel θ [16]

4.2.2. Referenzradius

Mit Hilfe des Referenzradius r_{ref} kann die Kerbspannung berechnet werden. Diese ist die maximale Spannung in einer idealisiert angenommenen Kerbe. Aus der Kerbspannung kann wiederum die Kerbwirkungszahl abgeleitet werden. Nach Radaj ist der Referenzradius vom Werkstoff und dessen Gefüge abhängig. Für Stahlguss ergibt sich nach Abbildung 2.7 ein Radius von 1 mm. Ein gleich grosser Wert wurde von Seeger für Baustahl versuchstechnisch abgesichert.

4.2. Beanspruchung quer zur Schweissnaht

Bei dünnen Blechen ist ein so grosser Radius jedoch nicht anwendbar, da es dadurch modellbedingt zu einer ungewollten Querschnittsschwächung kommen würde. Daher wird die Anwendung eines kleineren Referenzradius erforderlich [20, 21]. In Tabelle 4.1 ist der empfohlene Referenzradius in Abhängigkeit von der Wanddicke ersichtlich. Zu beachten ist, dass durch die Änderung des Referenzradius automatisch der Grösseneffekt mit berücksichtigt wird.

Tabelle 4.1.: Referenzradius r_{ref} in Abhängigkeit von der Wanddicke t , Werte in mm

Referenzradius r_{ref}	Mindestwanddicke		Empfohlene Wanddicke	
	NÜ	NW	NÜ	NW
1.0	4.0	5.0	$t \geq 7.0$	$t \geq 10.0$
0.3	1.0	1.0	$2 \leq t < 30$	$3 \leq t < 30$
0.05	0.5	0.5	$0.5 \leq t < 5$	$0.5 \leq t < 5$

Bei der Modellierung gibt es für die Position des Referenzradius unterschiedliche Empfehlungen. Grundsätzlich kann dabei zwischen Ausrundung und Hinterschnittung gewählt werden.

Die Modellierung mittels Ausrundung ist in Abbildung 4.2, Version a, dargestellt. Diese Art der Modellierung wird in den meisten Regelwerken [R15, R19, R26] empfohlen.

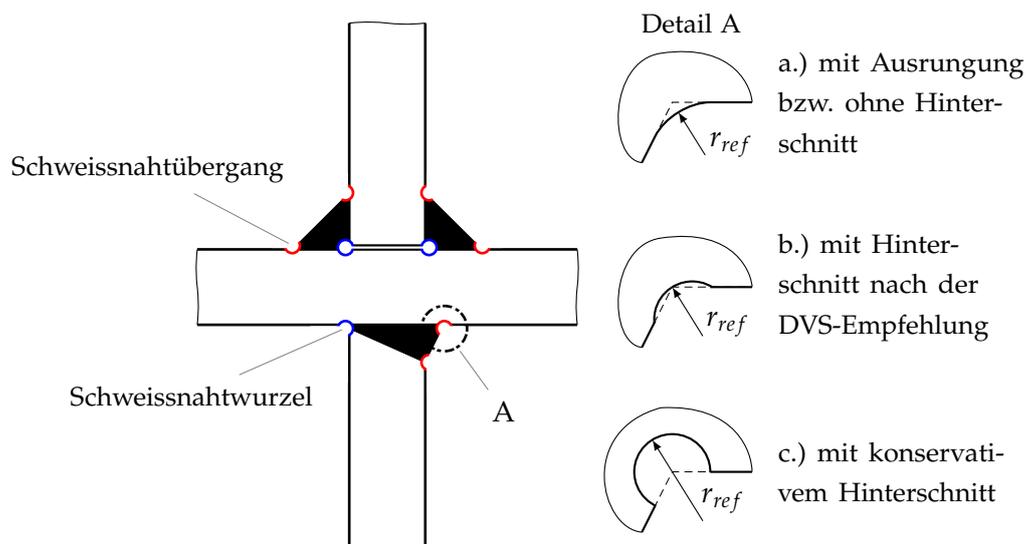


Abbildung 4.2.: Kreuzstoss, Wurzelkerbe blau, Übergangskerbe rot, mit und ohne Hinterschnitt

4. Kerbspannungskonzept

Für die Modellierung der Hinterschneidung gibt es mehrere Empfehlungen. Der Mittelpunkt des Referenzradiuses kann entweder auf der Winkelhalbierenden der Kerbe im Abstand des Referenzradiuses zur Kerbspitze (Abbildung 4.2, Variante b) oder in der Kerbspitze selbst (Abbildung 4.2, Variante c) liegen. Eine grössere Hinterschneidung führt tendenziell zu höheren Kerbwirkungszahlen und daher auch zu konservativeren Ergebnissen.

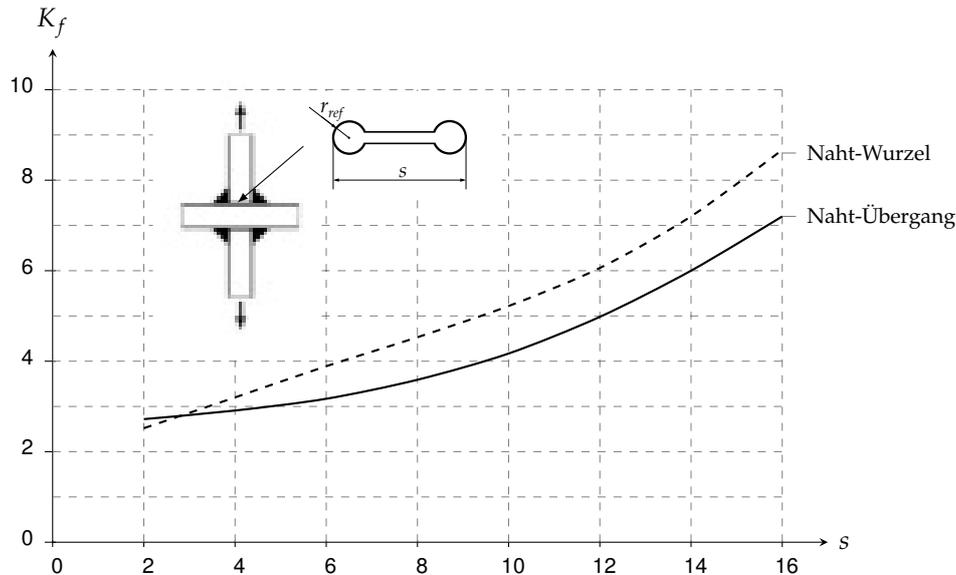


Abbildung 4.3.: Kerbfaktoren einer Doppelkehlnahtverbindung in Abhängigkeit von der Breite der Schlüssellockkerbe s mit: $t = 16$, $a = 4$ und $r_{ref} = 1.0$

Die Hinterschneidung ist nicht auf die Modellierung von Nahtübergangskerben beschränkt. Auch bei Wurzelkerben kann der Mittelpunkt des Referenzradiuses im Schnittpunkt der Kerbe liegen. Dies entspricht dann einem Hinterschnitt. Die Auswirkung der Modellierung auf die Kerbwirkung kann anhand von Parameterstudien untersucht werden. In Abbildung 4.3 ist die Kerbwirkungszahl K_f in Abhängigkeit von der Breite der Schlüssellockkerbe s dargestellt. Aus dieser Abbildung wird ersichtlich, dass einerseits durch die Hinterschneidung die Kerbwirkungszahl um ca. 20% steigt und dass andererseits bei einer kleineren Breite der Schlüssellockkerbe der Nahtübergang zum kritischen Ort wird. Die berechneten Kerbfaktoren sind hier relativ gross, da die Kehlnaht mit einer eher kleinen Nahtdicke ausgeführt wurde. Eine weitere Untersuchung zum Einfluss des Hinterschnittes ist in Abbildung 4.4 dargestellt. Bei dieser wird der Kerbfaktor der Schweissnahtwurzel sowohl mit Ausrundung als auch mit Hinterschnitt berechnet. Durch Variation der Blechdicke t erhält man in Abhängigkeit von der Belastungsrichtung die dargestellten Verläufe für die

Kerbfaktoren. Neben der Auswirkung der gewählten Modellierung sind zwei wichtige Effekte erkennbar:

- Der Grösseneffekt und
- die Schwächung des Querschnittes bei kleinen Blechdicken.

Der Grösseneffekt ergibt sich automatisch aus der Modellierungsvorgabe, denn für einen konstant gehaltenen Referenzradius steigt die Kerbschärfe in Zusammenhang mit der Wanddicke. Die Schwächung des Querschnittes bei kleinen Blechdicken führt zu einem unerwünschten Anstieg des berechneten Kerbfaktors. In Tabelle 4.1 wird für einen Referenzradius von $r_{ref} = 1 \text{ mm}$ eine minimale Wanddicke von 10 mm empfohlen. Diese Angabe für die Modellierung deckt sich mit den in Abbildung 4.4 dargestellten Untersuchungen.

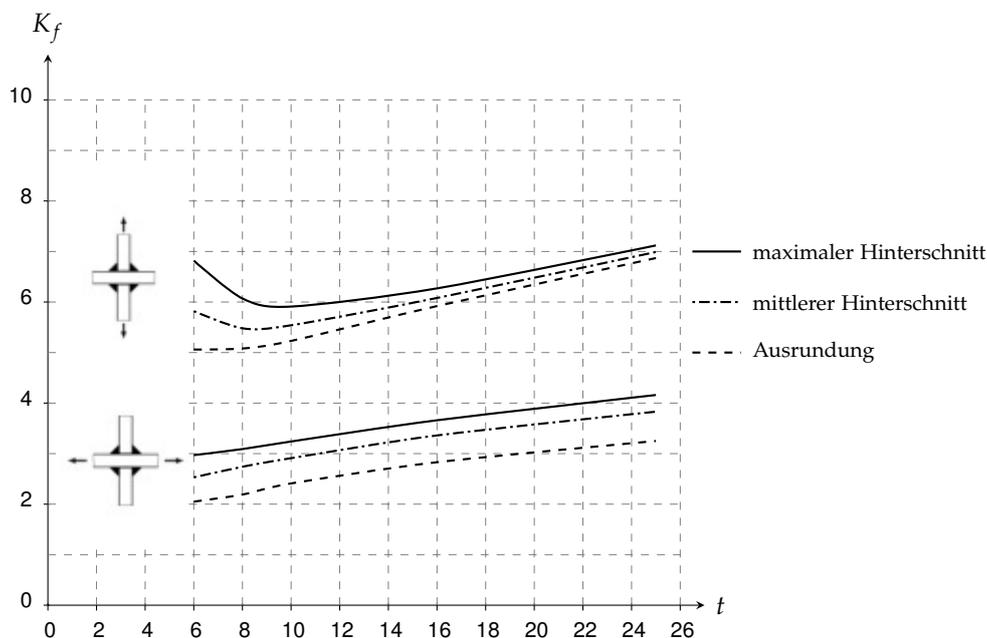


Abbildung 4.4.: Parametervergleich von Kerbfaktoren K_f einer Doppelkehlnahtverbindung durch Variation der Position des Mittelpunktes vom Referenzradius $r_{ref} = 1.0$ in Abhängigkeit von der Blechdicke t

Ein weiteres grundlegendes Problem entsteht bei der Modellierung milder Kerben. Aus Versuchen geht hervor, dass auch mechanisch plan bearbeitete Schweissnähte eine gegenüber dem Grundwerkstoff abgeminderte Schwingfestigkeit aufweisen. Daher muss auch für solche Stumpfstöße eine entsprechende Kerbwirkung berücksichtigt werden. Diese Kerbwirkung kann ebenfalls modelltechnisch durch eine Hinterschneidung oder durch Einführung eines

4. Kerbspannungskonzept

Mindestkerbfaktors berücksichtigt werden. Für einen Referenzradius von 1 mm wurde von Radaj aus dem Nennspannungskonzept der IIW-Empfehlungen ein Mindestkerbfaktor von 1.6 abgeleitet [16].

Für andere Referenzradien kann der Mindestkerbfaktor $K_{f_{min}, r_{ref}}$ aus dem Verhältnis der charakteristischen Festigkeiten folgendermassen bestimmt werden.

$$K_{f_{min}, r_{ref}} = 1.6 \cdot \frac{FAT_{r_{ref}}}{FAT_{r_{ref}=1.0}} \quad (4.1)$$

4.2.3. Schwingfestigkeitswerte

Die Schwingfestigkeitswerte für das Kerbspannungskonzept wurden durch umfangreiche Versuchsdatenauswertungen ermittelt. Detaillierte Angaben dazu sind in verschiedenen IIW-Dokumenten, DVS-Bänden und FKM-Forschungsvorhaben enthalten.

Im IIW-Dokument XIII-2240r2-08 [21] für die Anwendung des Kerbspannungskonzeptes wurden von Fricke sowohl die Festigkeitswerte als auch deren Quellen zusammengefasst. Die darin angegebenen charakteristischen Festigkeiten sind Schwingfestigkeitswerte, die vom Werkstoff, dem Referenzradius und von der Beanspruchungsart abhängen. In Tabelle 4.2 sind die relevanten Daten für einen Referenzradius von 1.0 mm und 0.05 mm angegeben.

Tabelle 4.2.: Charakteristische Werkstoff-Festigkeitswerte ($P_{\dot{U}} = 97.7\%$, $N_{D\sigma} = 2 \times 10^6$, $R_{\sigma} = 0.4$) für einen Referenzradius von $r_{ref} = 1.0$ und 0.05 mm nach Fricke [21]

r_{ref} [mm]	Werkstoff	Char. Festigkeit	t_{ref} [mm]	Quelle
1.0	Stahl	FAT 125	25	Olivier et al. (1989 und 1994), Hobbacher (2008)
1.0	Aluminiuml.	FAT 71	(25)	Morgenstern et al. (2004)
1.0	Magnesiuml.	FAT 28	(25)	Karakas et al. (2007)
0.05	Stahl	FAT 630	≤ 5	Eibl et al. (2003), Sonsino (2009)
0.05	Aluminiuml.	FAT 180	≤ 5	Eibl et al. (2003), Karakas et al. (2007), Sonsino (2009)
0.05	Magnesiuml.	FAT 71	≤ 5	Karakas et al. (2007), Sonsino (2009)

4.2. Beanspruchung quer zur Schweissnaht

Die angegebenen Festigkeiten werden innerhalb der Werkstoffgruppen nicht mehr weiter unterschieden, was sich jedoch nur bedingt mit den Erfahrungen und den Angaben in anderen Regelwerken [16] deckt. Auch Zusatzwerkstoffe und das verwendete Schweissverfahren bleiben unberücksichtigt.

Bei Stählen sollte neben der Art des Werkstoffes die statische Festigkeit berücksichtigt werden, denn unterschiedliche Schwingfestigkeiten sind auch bei Schweissnähten in Abhängigkeit von der statischen Festigkeit zu erwarten. Da hochfeste Stähle erwartungsgemäss kerbempfindlicher sind, wirken Verbesserungsmassnahmen nach dem Schweiessen bei diesen Werkstoffen recht gut. So können durch nachträgliches Bearbeiten der Schweissnähte hochfester Stähle sowohl Gewicht als auch Kosten gespart werden. Ohne eine Nachbearbeitung überwiegen die negativen Effekte der Kerbempfindlichkeit, wodurch der Einsatz von hochfesten Stählen kontraproduktiv wird.

Neben den Festigkeitswerten bei Beanspruchung normal zur Schweissnaht werden auch die Festigkeiten bei Schubbeanspruchung benötigt. Hierfür gibt es derzeit aber nur wenige frei verfügbare Daten. Neueste Untersuchungen vom LBF sind in Abbildung 4.5 dargestellt. Ersichtlich ist, dass das Verhältnis der Festigkeiten von Normal- zu Schubspannungen nicht konstant ist, sondern vom Referenzradius (Kerbradius) abhängt. Das bedeutet, dass die beiden Beanspruchungskomponenten unterschiedlich auf den Grösseneffekt reagieren.

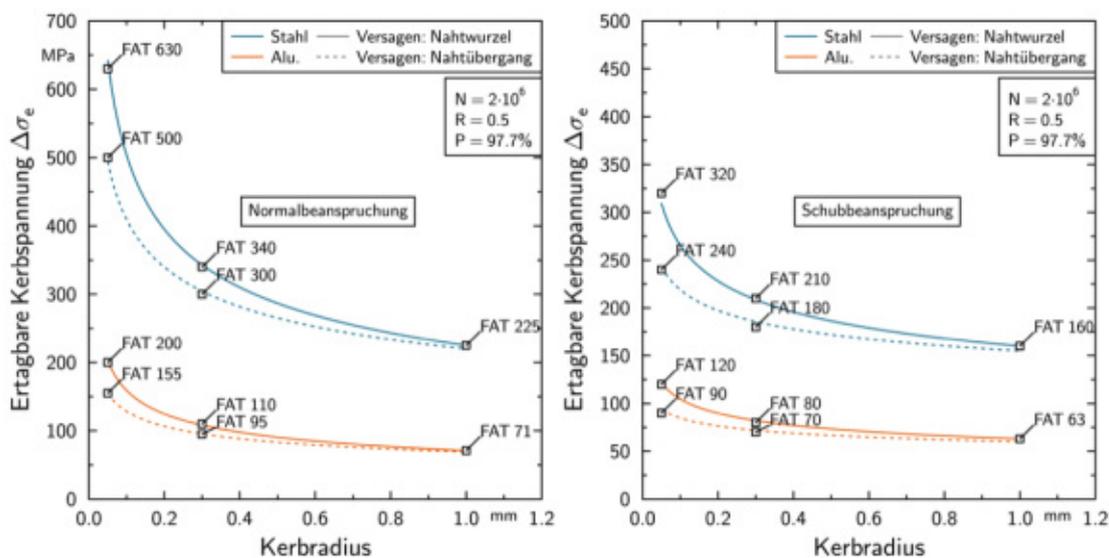


Abbildung 4.5.: Charakteristische Schwingfestigkeitswerte bzw. FAT-Klassen für den Kerbspannungsnachweis mit Normal- und Schubspannungen von Schweißverbindungen aus Stahl und Aluminiumlegierungen nach J. Baumgartner, LBF [16]

4. Kerbspannungskonzept

Für die Festigkeiten von geschweissten Bauteilen aus Aluminiumlegierungen zeigt sich ein ähnliches Bild. Diese liegen ca. um 1/3 tiefer als die von Bauteilen aus Stahl. Das entspricht in etwa dem Verhältnis der E-Module dieser Werkstoffe.

Zu beachten ist, dass die hier angegebenen Schwingfestigkeiten für das Kerbspannungskonzept, wie eingangs bereits erwähnt, nur abgeleitete Vergleichswerte sind. Daher können bei kleinen Referenzradien die Festigkeiten der Schweissnähte grösser als die des Grundwerkstoffes sein und der Ermüdungsfestigkeitsnachweis muss getrennt für die Schweissnaht und den Grundwerkstoff erbracht werden. Die für den Festigkeitsnachweis benötigte Wöhlerlinie wird durch die charakteristische Festigkeit (FAT-Wert bei 2×10^6 Lastspielen nach Tabelle 4.2) und dem Wöhlerlinienexponenten festgelegt. Der Wöhlerlinienexponent kann, falls keine Versuchsdaten vorliegen, der DVS-Empfehlung zum Kerbspannungskonzept [16] in Abhängigkeit von der Beanspruchungsart und der Blechdicke entnommen werden.

Tabelle 4.3.: Wöhlerlinienexponent in Anlehnung an die DVS-Empfehlung [16]

t	k_σ	$k_{\sigma_{II}}$	N_{D_σ}	k_τ	$k_{\tau_{II}}$	N_{D_τ}
< 5.0	5.0	22.0	1×10^7	7.0	22.0	1×10^8
≥ 5.0	3.0	22.0	1×10^7	5.0	22.0	1×10^8

In Tabelle 4.3 sind sowohl die Wöhlerlinienexponenten als auch die Knickpunkte der Wöhlerlinien aus der DVS-Empfehlung angegeben. Nach dem Knickpunkt gibt es in dieser Empfehlung einheitlich einen konstanten Abfall der Festigkeit mit dem Wöhlerlinienexponenten $k_{II} = 22$.

4.2.4. Auswertung von Schwingfestigkeitsversuchen

Zur Validierung des Kerbspannungskonzeptes wurden an fünf verschiedenen Probenarten Einstufenversuche durchgeführt und ausgewertet. Gefertigt wurden die Proben aus typischen Stählen des Schienenfahrzeugbaus. Sowohl die Schweissparameter, die Härteverläufe als auch die geometrischen Imperfektionen wurden kontrolliert, um etwaige Fertigungsmängel auszuschliessen. Geprüft wurde mit konstantem Spannungsverhältnis $R_\sigma = 0.1$. Für die Auswertung der Versuche wurden die Kraftamplituden auf Kerbspannungen umgerechnet. Die dazu benötigten Kerbfaktoren wurden anhand von Detailmodellen ermittelt. Die Kerbe wurde dabei einmal mit konservativem Hinterschnitt nach

4.2. Beanspruchung quer zur Schweissnaht

Abbildung 4.2 und einmal mit Ausrundung abgebildet. Eine Auflistung der Probenarten und die für die Auswertung relevanten Kerbfaktoren zeigt Tabelle 4.4.

Tabelle 4.4.: Massgebende Kerbfaktoren für die Auswertung von Einstufenversuchen

r_{ref} [mm]	Stossart	Nahtart	Kerbfaktor mit Hinterschneidung	Kerbfaktor mit Ausrundung
1.0	T-Stoss	Doppelkehlnaht	3.97	3.50
1.0	T-Stoss	HV-Naht	3.86	2.33
1.0	T-Stoss	HY-Naht	5.01	3.65
1.0	T-Stoss	Quersteife	3.31	2.32
1.0	Stupfstoss	HV-Naht	2.36	2.05

Alle Ergebnisse bis auf die Proben mit der Quersteife (einseitige HY-Naht) lagen im erwarteten Bereich. Bei dieser Probenform trat zusätzlich eine grosse Streuung bei den Versuchsdaten auf.

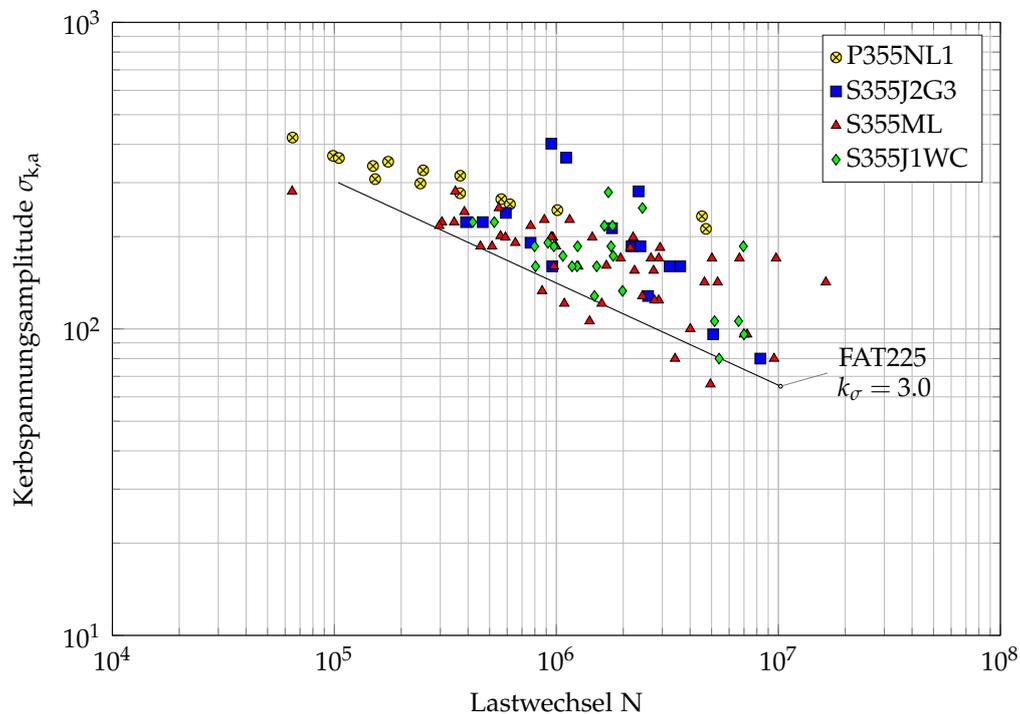


Abbildung 4.6.: Versuchsdatenauswertung von Einstufenversuchen, FE-Modell mit Hinterschneidung, Spannungsverhältnis $R_\sigma = 0.1$, Wandstärken $t = 10$ bis 16 mm

4. Kerbspannungskonzept

In Abbildung 4.6 sind die Ergebnisse der Versuchsdatenauswertung mit den Kerbfaktoren für Hinterschneidung dargestellt. Die Werte stimmen mit den Festigkeiten der IIW-Vorgabe *FAT225* sehr gut überein.

Aus den Ergebnissen ist erkennbar, dass die Festigkeitswerte des thermo-mechanisch gewalzten Feinkornbaustahls *S355ML* teilweise sogar unter dem charakteristischen Wert der IIW-Empfehlung liegen. Das betrifft aber nur die Versuche mit der aufgeschweissten Quersteife. Der Versagensort bei dieser Probenform ist die Einbrandkerbe der Schweissnahtwurzel am durchgehenden Blech. Gleiche Probenformen mit anderen Werkstoffen zeigten jedoch nicht dieses Verhalten. Daher kann hier von einem Werkstoffeinfluss ausgegangen werden.

In Abbildung 4.7 sind die Ergebnisse der Versuchsdatenauswertung mit den Kerbfaktoren für Ausrundung dargestellt. Die *FAT225* Linie der IIW-Vorgabe (charakteristische Festigkeit bei $P_{\dot{U}} = 97.5\%$) geht mitten durch die Versuchsergebnisse. Diese Art der Modellierung ist daher nicht ausreichend sicher.

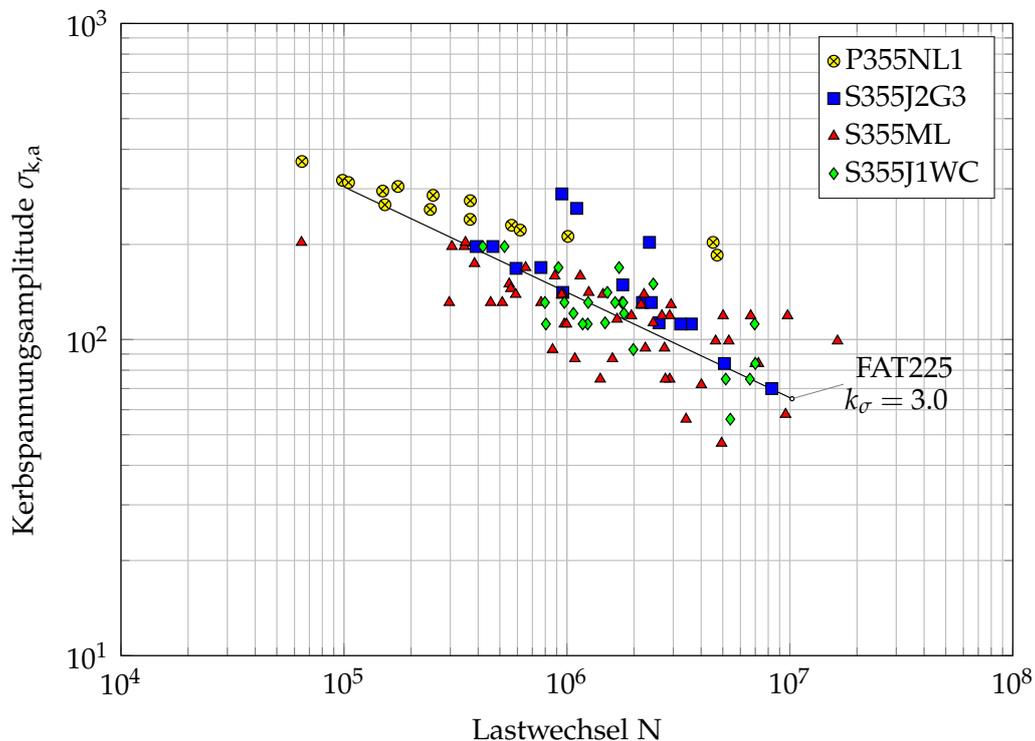


Abbildung 4.7.: Versuchsdatenauswertung von Einstufenversuchen, FE-Modell mit Ausrundung, Spannungsverhältnis $R_{\sigma} = 0.1$, Wandstärken $t = 10$ bis 16 mm

4.2. Beanspruchung quer zur Schweissnaht

Prinzipiell können die Kerbfaktoren auch der Fachliteratur entnommen werden. Bei diesen Literaturangaben ist aber darauf zu achten, welche Annahmen bei der Ermittlung dieser getroffen wurden. Zum Beispiel sind die von Radaj angegebenen Kerbfaktoren für die Quersteife in Abbildung 4.8 aufgrund der dort gewählten Randbedingung und Modellierung deutlich geringer als die in dieser Arbeit berechneten Kerbfaktoren (siehe Tabelle 4.4).

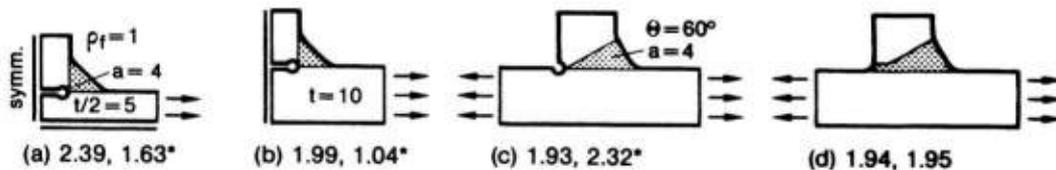


Abbildung 4.8.: Kerbfaktoren nach Radaj [11] für eine aufgeschweisste Quersteife; (c) mit Hinterchnitt und (d) mit Ausrundung; Der zweite Wert steht für die festigkeitsmässig massgebende Schweissnahtwurzel.

Bei der Auswertung der Schwingfestigkeitsversuche wurden neben den Kerbfaktoren auch die Wöhlerlinienexponenten der einzelnen Versuchsreihen bestimmt. Auf Grund der geringen Probenanzahl kann man davon ausgehen, dass die Ergebnisse einer grösseren Streuung unterliegen. Eine generelle Tendenz ist jedoch erkennbar. In Abbildung 4.9 sind die Wöhlerlinienexponenten k_σ in Abhängigkeit von den einzelnen Versuchsreihen dargestellt. Stark gekerbte Proben haben im Mittel einen Exponenten von knapp drei, wie er auch in der IIW angegeben wird. Geringer gekerbte Proben weisen, wie zu erwarten, grössere Exponenten auf.

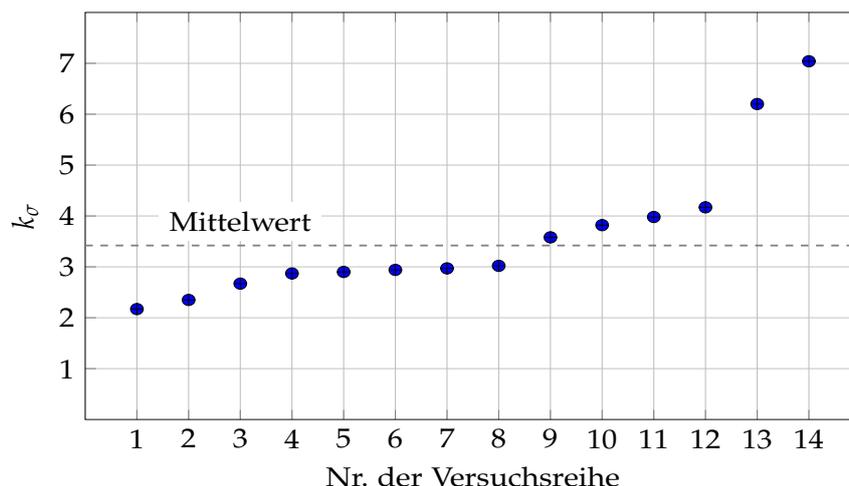


Abbildung 4.9.: Wöhlerlinienexponent aus Versuchen

4.3. Beanspruchung längs zur Schweissnaht

Die Beanspruchungen längs zur Schweissnaht sind reine Strukturspannungen, denn Kerbspannungen in Längsrichtung können nicht direkt ermittelt werden. Damit der Ermüdungsfestigkeitsnachweis aber mit einer Kerbspannungswöhlerlinie geführt werden kann, müssen anhand des Nennspannungskonzeptes Ersatzkerbfaktoren in Abhängigkeit vom Referenzradius hergeleitet werden.

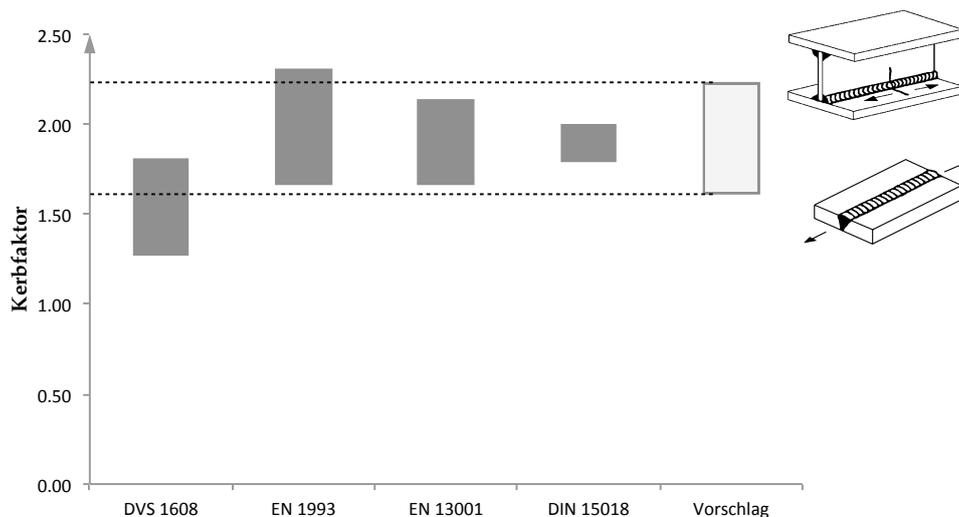


Abbildung 4.10.: Kerbfaktoren bei längs beanspruchten Schweissnähten und einem Referenzradius von 1.0 mm in Bezug zur Festigkeit des geschweissten Grundwerkstoffes

In der Abbildung 4.10 ist ersichtlich, dass die Kerbfaktoren für längs beanspruchte Schweissnähte bei einem Referenzradius von 1.0 mm im Verhältnis von 1:1.5 variieren. Vergleicht man weiters die Daten der Regelwerke, ist erkennbar, dass die Angaben der DVS 1608 [12] zu optimistisch sind und nicht mit den anderen Regelwerken übereinstimmen. Daher werden diese nicht weiter beachtet. Basierend auf den verbleibenden Daten können für das Kerbspannungskonzept folgende lokale Kerbfaktoren für Beanspruchungen längs zur Schweissnaht abgeleitet werden:

$$K_{f_{||r_{ref}=1.0}} = 1.60 \quad \text{für voll durchgeschweisste Nähte (z. B. HV-Naht, I-Naht)}$$

$$K_{f_{||r_{ref}=1.0}} = 1.90 \quad \text{für nicht voll durchgeschweisste Nähte (z. B. DHY-Naht)}$$

$$K_{f_{||r_{ref}=1.0}} = 2.25 \quad \text{für einseitige Kehlnähte und offene Schweissnahtwurzeln}$$

4.4. Auf Schub beanspruchte Schweissnähte

Für andere Referenzradien können die Kerbfaktoren basierend auf dem Verhältnis der charakteristischen Festigkeiten abgeleitet werden.

$$K_{f_{||r_{ref}}} = K_{f_{||r_{ref}=1.0}} \cdot \frac{FAT_{r_{ref}}}{FAT_{r_{ref}=1.0}} \quad (4.2)$$

Die hier angegebenen Werte gelten jedoch nicht für unterbrochene Nähte, denn Ansatzstellen müssen separat bewertet werden. Voll automatisiert hergestellte Schweissnähte wie z. B. Roboternähte sind tendenziell besser ausgeführt. Daher kann für diese ein Bonus von 20 % auf die ertragbare Festigkeit gewährt werden. Dies erfolgt durch den Bonusfaktor f_{RN} .

4.4. Auf Schub beanspruchte Schweissnähte

Auf Schub beanspruchte Nähte können direkt über Detailmodelle oder anhand der FAT-Klassen des Nennspannungskonzeptes bewertet werden. Bei der Anwendung der FAT-Klassen müssen wiederum Ersatzkerbfaktoren in Abhängigkeit vom Referenzradius bestimmt werden. In Abbildung 4.11 sind Versuchsdaten von auf Schub beanspruchten Schweissnähten für des Nennspannungskonzept dargestellt.

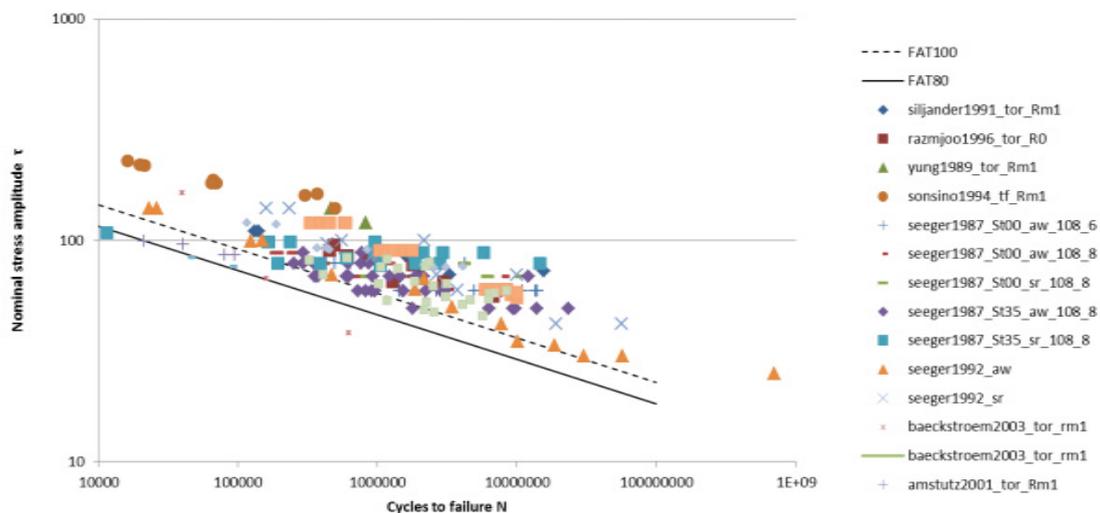


Abbildung 4.11.: Festigkeiten bei Schubbeanspruchung von Schweißverbindungen aus Stahl nach J. Baumgartner, LBF

4. Kerbspannungskonzept

Basierend auf diesen Daten wurde für das Kerbspannungskonzept die charakteristische Festigkeit FAT_{160} für Stahl in Unterabschnitt 4.2.3 hergeleitet. Nach Radaj [11] können die Kerbfaktoren für auf Schub beanspruchte Nähte aus den Kerbfaktoren quer zur Schweissnaht berechnet werden. Basierend auf der Kerbspannungslehre gilt:

$$K_{f_{\tau}} = 0.5 \cdot K_{f_{\perp}} + 0.5 \quad (4.3)$$

Dieser lineare Zusammenhang zwischen der Kerbwirkung normal zur Schweissnaht und der Kerbwirkung bei Schubbeanspruchung deckt sich aber nicht mit den Angaben des Nennspannungskonzeptes.

In den IIW-Empfehlungen [R26] sind für auf Schub beanspruchte Nähte die Festigkeiten FAT_{100} für voll durchgeschweisste Nähte und FAT_{80} für nicht durchgeschweisste Nähte angegeben. In der Kranbaunorm [R16] gibt es gleich wie in der DVS1612 [R11] ebenfalls zwei Festigkeitswerte, die im ähnlichen Verhältnis zur Festigkeit des Grundwerkstoffes liegen.

Für gering gekerbte Details würden sich nach Gleichung 4.3 zu optimistische Faktoren ergeben, wogegen einseitig geschweisste Nähte aufgrund der hohen Kerbwirkung kaum mehr zulässig wären. Daher ist es sinnvoll, basierend auf den Strukturspannungen den Ermüdungsfestigkeitsnachweis zu führen.

Der dazu benötigte Kerbfaktor für auf Schub beanspruchte Nähte kann in Abhängigkeit von der charakteristischen Festigkeit $FAT_{\tau r_{ref}}$ nach Abbildung 4.5 folgendermassen berechnet werden:

$$K_{f_{\tau r_{ref}}} = K_{f_{\tau r_{ref}=1.0}} \cdot \frac{FAT_{\tau r_{ref}}}{FAT_{\tau r_{ref}=1.0}} \quad (4.4)$$

$K_{f_{\tau r_{ref}=1.0}} = 1.60$ für voll durchgeschweisste Nähte (z. B. HV-Naht, I-Naht)

$K_{f_{\tau r_{ref}=1.0}} = 1.85$ für nicht voll durchgeschweisste Nähte (z. B. DHY-Naht)

$K_{f_{\tau r_{ref}=1.0}} = 2.15$ für einseitige Kehlnähte und offene Schweissnahtwurzeln

Die hier angegebenen Werte gelten nicht für unterbrochene Nähte, denn Ansatzstellen müssen separat bewertet werden. Voll automatisiert hergestellte Schweissnähte wie z. B. Roboternähte sind tendenziell besser ausgeführt. Daher kann für diese ein Bonus von 15 % auf die ertragbare Festigkeit gewährt werden. Dies erfolgt durch den Bonusfaktor f_{RN} .

4.5. Bewertung von Schweissnahtenden

Der Festigkeitsnachweis von Schweissnahtenden kann direkt mit dem Kerbspannungskonzept oder indirekt über das Nennspannungskonzept geführt werden. Bei Anwendung des Kerbspannungskonzeptes gibt es für Aluminiumlegierungen in der Schriftenreihe FAT-269 [22] detaillierte Vorgaben für die Nachweisführung. Diese Vorgangsweise kann inhaltlich auch auf andere Werkstoffe übertragen werden.

Die Festigkeiten von Schweissnahtenden sind sehr stark von deren Ausführung abhängig. Konstruktiv muss generell zwischen unterbrochenen Nähten und Enden von Längssteifen unterschieden werden. Die Ausführung der Schweissnahtenden an den Längssteifen können dabei offen, geschlossen mit Ansatzstellen oder geschlossen ohne Ansatzstellen ausgeführt sein. Weiters kann das Schweissnahtende lokal verschliffen sein. Je nach Ausführung kann dadurch entweder der Nahtübergang oder die Nahtwurzel zum kritischen Ort werden [23]. Es ist daher erforderlich, den Festigkeitsnachweis für beide Stellen getrennt zu führen. In der Software FEMFAT [2] werden daher Schweissnahtenden einmal als Schweissnaht selbst und einmal als Nahtübergangsriss vor dem Schweissnahtende bewertet. Die relevante Strukturspannung wird getrennt in Längs- und Querrichtung bestimmt. Die Herleitung der Kerbfaktoren für den Nahtübergang erfolgt nach dem in Abbildung 4.12 dargestellten Ansatz von Radaj.

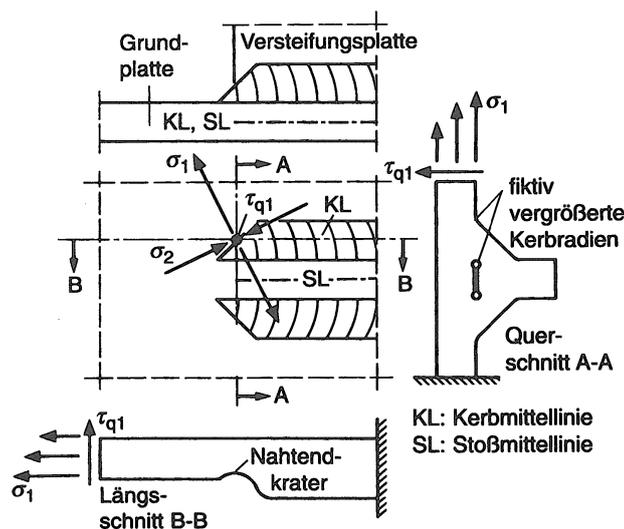


Abbildung 4.12.: Bewertung von Schweissnahtenden nach Radaj [24]

4. Kerbspannungskonzept

Radaj stellte fest, dass am Schweißnahtende die vereinfachende Annahme eines zweiachsigen Spannungszustandes nicht mehr zulässig und dass das dreidimensionale Kerbspannungsproblem nur sehr aufwendig zu lösen ist. Daher empfiehlt er, zusätzlich zum Kerbfaktor quer zur Schweißnaht auch einen Kerbfaktor längs zur Schweißnaht zu ermitteln. Mit diesen Kerbfaktoren und der lokalen Strukturspannung kann dann der Ermüdungsfestigkeitsnachweis geführt werden. Bei der Bestimmung der Beanspruchung am Enden der Schweißnaht ist zu beachten, dass hier eine Spannungssingularität vorliegen kann. Die FE-Ergebnisse solcher Singularitäten hängen besonders stark von der Netzfeinheit ab. Es ist daher erforderlich, die Elementspannungen nicht direkt am Nahtende sondern in einem definierten Abstand von der Nahtschwerpunkts- oder Nahtübergangslinie auszuwerten.

4.6. Auswirkung von Imperfektionen

Fertigungsbedingte Imperfektionen wie z. B. Poren, Bindefehler, Nahtüberhöhungen können eine starke Kerbwirkung aufweisen und müssen daher im Festigkeitsnachweis berücksichtigt werden. Die allgemeinen Anforderungen an die Fertigungsqualitäten sind durch internationale Normen wie der ISO 5817 [97] für Stahl und der ISO 10042 [98] für Aluminiumlegierungen geregelt und können durch firmeninterne Spezifikationen wie dem VOLVO-Standard [98] den eigenen Erfahrungen angepasst werden. Bei der Bewertung muss zwischen den folgenden drei Arten von Imperfektionen unterscheiden werden, die alleine oder in Kombination auftreten können:

- a.) Form- und Massabweichungen: Winkel- und Kantenversatz, Unterschnitt, Einbrandkerben, ...
- b.) Volumetrische Imperfektionen: Einschlüsse, Hohlräume, Poren, ...
- c.) Ebene Imperfektionen: Risse, Bindefehler, ...

In den IIW-Dokumenten XIII-2200 [25] und XIII-2460 [926] wird die Auswirkung der Imperfektionen auf die Festigkeit beschrieben. Viele dieser Mängel können in der Fertigung durch mechanische oder thermische Bearbeitung beseitigt werden, wodurch eine deutliche Steigerung der Festigkeit des Bauteiles erreicht wird. Für ein Verschleifen, Hämmern oder Wiederaufschmelzen der Schweißnaht wird im IIW-Bericht XIII-2000r3 [26] ein Bonus von 30 % auf die ertragbare Festigkeit vorgeschlagen. Dieser wird im Festigkeitsnachweis durch den Faktor f_{PWI} berücksichtigt.

4.7. Grösseneinfluss

Der Einfluss der Bauteilgrösse auf die Festigkeit wird bei geschweissten Bauteilen durch den Wanddickenfaktor berücksichtigt. Dieser Faktor ist aber nicht nur von der Bauteilgrösse, sondern auch von der Kerbschärfe und von der Beanspruchung abhängig. In den Regelwerken wird daher meist ab einer definierten Wanddicke die ertragbare Festigkeit in Abhängigkeit von der Nahtart abgemindert. In der IIW-Empfehlung XIII-2460 [R26] wird für Blechdicken ab 25 mm der Wanddickenfaktor folgendermassen berechnet:

$$f_{t,IIW}(t) = \left(\frac{25 \text{ mm}}{t_{eff}} \right)^n \quad \text{für } t_{eff} > 25 \text{ mm} \quad (4.5)$$

In Gleichung 4.5 ist der Exponent n nach Tabelle 4.5 und die effektive Wanddicke t_{eff} in Abhängigkeit von der Stossart nach Abbildung 4.13 zu wählen.

$$t_{eff} = \begin{cases} t & \text{für } L/t < 2 \\ \max[0.5L; t] & \text{sonst} \end{cases} \quad (4.6)$$

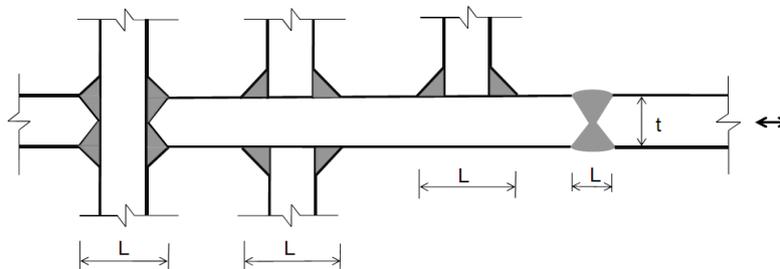


Abbildung 4.13.: Bestimmung der effektiven Wanddicke t_{eff} nach der IIW-Empfehlung

Für dünne Bleche gibt es in der IIW-Empfehlung keine konkreten Angaben zum Grösseneinfluss. In den Festigkeitswerten für Referenzradien kleiner als 1 mm ist dieser jedoch indirekt enthalten. Wenn man die charakteristischen Festigkeiten für Stahl nach Tabelle 4.2 in Gleichung 4.5 einsetzt, erhält man für den Nahtübergang einen Exponenten von 0.26 und für die Nahtwurzel einen Exponenten von 0.35. Bei den charakteristischen Festigkeiten wird aber keine Unterscheidung nach Stoss- oder Nahtart gemacht. Diese Unterscheidung erfolgt erst, wie bereits erwähnt, ab einer Wanddicke von 25 mm.

4. Kerbspannungskonzept

Tabelle 4.5.: Exponent n für die Berechnung des Wanddickeneinflusses $f_{t,IIW}(t)$

Detail	Beanspr.	Nahtqualität	n
T-Stoss	quer	wie geschweisst	0.3
T-Stoss	quer	mit nachträglicher Nahtverbesserung	0.2
Stumpfstoss	quer	wie geschweisst	0.2
Stumpfstoss	quer	mit nachträglicher Nahtverbesserung	0.1
alle Nähte	längs	mit und ohne nachträglicher Nahtverbesserung	0.1

Der Wanddickenfaktor der Norm BS 7608 [R29] basiert auf umfangreichen Versuchsdatenauswertungen von Maddox, der feststellte, dass der Wanddickeneinfluss bei dünnen Blechen stark von der Beanspruchungsart abhängt. Dieser Effekt lässt sich durch den Winkel- und Kantenversatz erklären, denn dünne Bleche reagieren sensibler auf diese geometrischen Imperfektionen. Bei auf Zug beanspruchten Schweißstößen entstehen durch den Versatz Sekundärbiegungen, welche die Schweißnaht zusätzlich beanspruchen. Bei reiner Biegung ist dieser Effekt jedoch kaum vorhanden.

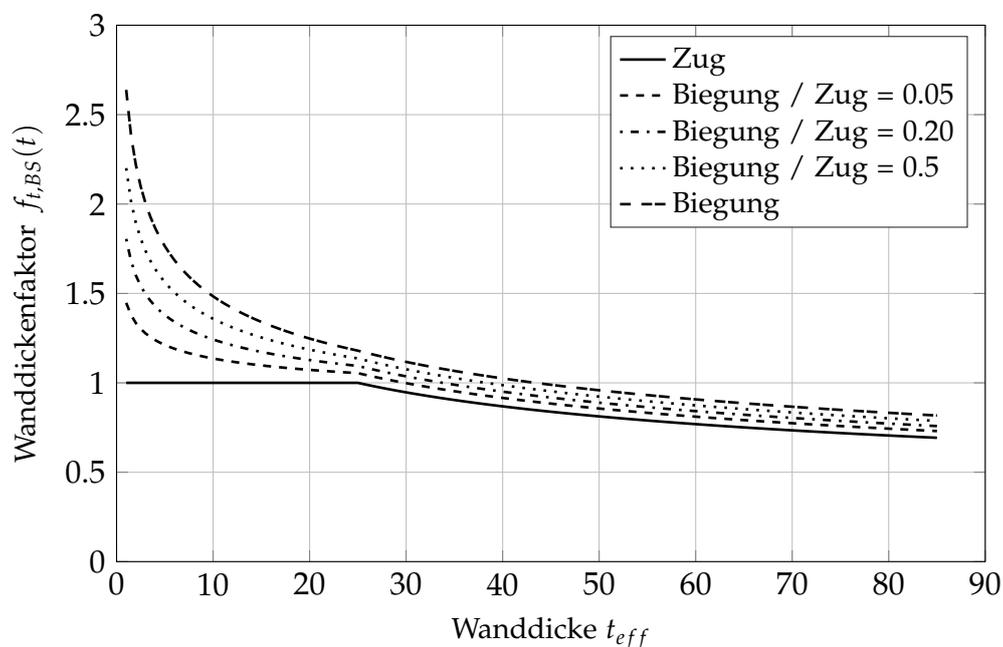


Abbildung 4.14.: Wanddickeneinfluss nach Maddox und BS 7608 [R29]

Bei sehr dickwandigen Bauteilen kommt der statistische Grösseneffekt dazu. Daher muss für diese Bauteile unabhängig von der Beanspruchungsart der Festigkeitsabfall berücksichtigt werden. Dieser Zusammenhang wird durch Gleichung 4.7 ausgedrückt und ist in Abbildung 4.14 dargestellt. Die Umsetzung der Empfehlung von Maddox ist aber nicht immer einfach, sobald die Biegespannung unkorreliert zur Membranspannung auftritt. In diesem Fall müssen aus dem zeitlichen Verlauf der Beanspruchungen die Maximalwerte der Membran- und Biegespannung ermittelt werden.

$$f_{t,BS}(t) = \begin{cases} \left(\frac{25}{t_{eff}}\right)^{0.3} \left[1 + 0.18 \left(\frac{\Delta\sigma_b}{\Delta\sigma}\right)^{1.4}\right] & \text{für } t > 25 \\ \left[1 + \left(\frac{\Delta\sigma_b}{\Delta\sigma}\right)^{1.4} \left(\left(\frac{25}{t_{eff}}\right)^{0.25} - 1\right)\right] \left[1 + 0.18 \left(\frac{\Delta\sigma_b}{\Delta\sigma}\right)^{1.4}\right] & \text{sonst} \end{cases} \quad (4.7)$$

- $\Delta\sigma_b$ Doppelamplitude der Biegespannung
- $\Delta\sigma$ Doppelamplitude von Membran- und Biegespannung
- t_{eff} effektive Wanddicke in mm

Der Grösseneinfluss kann auch analytisch berechnet werden. Das Ergebnis dieser Berechnung für einen gekerbten Flachstab ist in Abbildung 4.15 dargestellt, wobei bei dicken Blechen der statistische Grösseneffekt fehlt. Daher sind die so berechneten Einflussfaktoren bei grossen Wanddicken zu hoch.

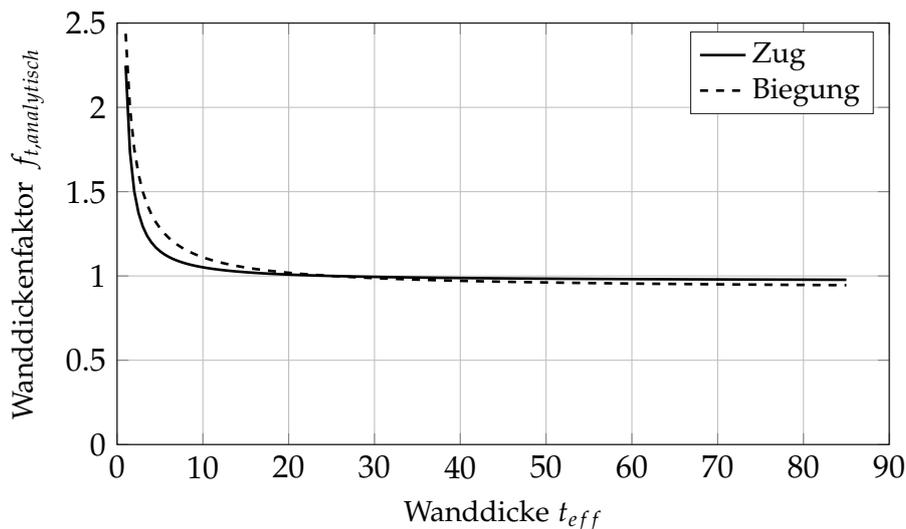


Abbildung 4.15.: Wanddickeneinfluss analytisch berechnet, $r_{ref} = 0.3$ mm

4. Kerbspannungskonzept

Anhand der oben genannten Einflüsse und Anforderungen wird nun eine neue Vorgangsweise für die Ermittlung des Wanddickenfaktors hergeleitet, wobei folgende Punkte berücksichtigt werden:

- Der Wanddickenfaktor ist eine Funktion von der Kerbschärfe.
- Der Einfluss von Winkel- und Kantenversatz ist von der Beanspruchungsart und der Bauteildicke abhängig.
- Der Grösseneinfluss betrifft auch auf Schub beanspruchte Nähte.

Für Normalspannungen kann der Wanddickenfaktor basierend auf der Gleichung 4.7 erweitert werden.

$$f_{t\sigma} = \begin{cases} \left(\frac{25}{t_{eff}} \right)^{n_{H\sigma}} \cdot \left[1 + 0.18 \left(\frac{\Delta\sigma_b}{\Delta\sigma} \right)^{1.4} \right] & \text{für } t > 25 \\ \left[1 + \left(\frac{\Delta\sigma_b}{\Delta\sigma} \right)^{1.4} \cdot \left(\left(\frac{25}{t_{eff}} \right)^{n_{H\sigma}} - 1 \right) \right] \cdot \left[1 + 0.18 \left(\frac{\Delta\sigma_b}{\Delta\sigma} \right)^{1.4} \right] & \text{sonst} \end{cases} \quad (4.8)$$

Der Exponent $n_{H\sigma}$ ist:

$$n_{H\sigma} = \begin{cases} 0.1 & \text{für } K_{f_{\parallel r_{ref}=1.0}} < 1.6 \\ 0.1 + 0.143(K_{f_{\parallel r_{ref}=1.0}} - 1.6) & \text{für } 1.6 \leq K_{f_{\parallel r_{ref}=1.0}} \leq 3.0 \\ 0.3 & \text{sonst} \end{cases} \quad (4.9)$$

Bei Schubspannungen ist der Wanddickenfaktor $f_{t\tau}$ von der effektiven Wanddicke und der Kerbwirkungszahl abhängig. Der Spannungsgradient der Schubspannung normal zur Oberfläche wird dabei vernachlässigt.

$$f_{t\tau} = \left(\frac{25}{t_{eff}} \right)^{n_{H\tau}} \quad (4.10)$$

Der Exponent $n_{H\tau}$ ist:

$$n_{H\tau} = \begin{cases} 0.08 & \text{für } K_{f_{\tau r_{ref}=1.0}} < 1.4 \\ 0.08 + 0.2267(K_{f_{\tau r_{ref}=1.0}} - 1.4) & \text{für } 1.4 \leq K_{f_{\tau r_{ref}=1.0}} \leq 2.15 \\ 0.25 & \text{sonst} \end{cases} \quad (4.11)$$

4.8. Mittelspannungs- und Eigenspannungseinfluss

Durch den Schweißprozess entstehen in der Schweißnaht, der Wärmeeinflusszone und im angrenzenden Werkstoff stark unterschiedliche Temperaturbereiche. Diese führen zu derart grossen Wärmedehnungen, dass es zu einem lokalen Fließen des Werkstoffes kommt. Nach dem Abkühlen verbleiben dann sowohl Eigenspannungen als auch Schrumpfungen und Verformungen im Bauteil. Eigenspannungen entstehen aber nicht erst beim Schweißen, sondern sind meist schon im Halbzeug oder Bauteil selbst enthalten. Auch durch Fertigungsverfahren wie Brennschneiden, Kanten, Biegen oder Richten entstehen Eigenspannungen, sodass der Eigenspannungszustand im gefertigten Bauteil nicht vorhergesagt werden kann.

Beim Ermüdungsfestigkeitsnachweis stellt sich auf Grund der unklar vorliegenden Eigenspannungen die Frage, wie hoch diese angesetzt werden müssen und ob diese mit der Lastmittelspannung kombiniert werden müssen. Die IIW-Empfehlung geht konservativer Weise davon aus, dass die Eigenspannungen in Höhe der Streckgrenze liegen. Die Lastmittelspannungen werden daher nicht weiter beachtet. Der Festigkeitsnachweis liegt dann auf der sicheren Seite. In der Realität zeigt sich ein komplexeres Bild. Gering gekerbte Schweißnähte aus Baustahl sind unempfindlich auf Zugeigenspannungen. Daher bringt ein Spannungsarmglühen bei diesen Werkstoffen keinen Vorteil. Die Lastmittelspannungen haben aber einen Einfluss auf die Schwingfestigkeit und müssen daher berücksichtigt werden.

Für geschweisste Bauteile aus Stahl gibt es im DVS-Band 234 [27] Empfehlungen und Hinweise zum Eigenspannungseinfluss. In diesem wird darauf hingewiesen, dass der Eigenspannungseinfluss eher mässig ist. Daher sollte das Spannungsverhältnis, welches durch die zyklische Belastung entsteht, beim Festigkeitsnachweis berücksichtigt werden. Zum Schluss werden in diesem DVS-Band noch folgende Empfehlungen geben:

- Bei gering gekerbten Bauteilen sind die Eigenspannungen vernachlässigbar.
- Stark gekerbte, höherfeste Werkstoffe sind empfindlich auf Eigenspannungen. Für diese kann ein Spannungsarmglühen vorteilhaft sein.
- Schweißnähte mit mehreren Lagen erzeugen Druckeigenspannungen an der Nahtwurzel. Ein Spannungsarmglühen beseitigt diese positiven Eigenschaften und ist daher zu vermeiden.
- Die Mittelspannung kann nicht vernachlässigt werden. Bei Bauteilen aus Stahl ist ein Mittelspannungsfaktor $M_\sigma = 0.15$ anzuwenden.

4.9. Validierung des Kerbspannungskonzeptes

4.9.1. Methode der Übertragungsfaktoren

In der Praxis wird die Kerbspannungen nur in den seltensten Fällen direkt berechnet. Meist wird der Weg über Strukturspannungen und Kerbfaktoren, die in einer Datenbank abgelegt wurden, beschritten. Die FE-Modellierung des zu berechnenden Bauteils erfolgt daher vorzugsweise mit Schalenelementen. Diese haben den Vorteil, dass Biege- und Membranspannungen einfach erfasst werden können. Das Ergebnis der Berechnung der idealisiert angenommenen Geometrie ist dann die gesuchte Strukturspannung. Für jedes am Schweisstoss beteiligte Blech werden für den Festigkeitsnachweis bis zu 16 Übertragungs- bzw. Kerbfaktoren (8 pro Seite) benötigt.

In Tabelle 4.6 sind die benötigten Kerbfaktoren aufgelistet, die aus den einzelnen Lastfällen Zug, Biegung und Kraftfluss zum Nachbarelement (NE) berechnet werden müssen. Der gesuchte Kerbfaktor ist das Verhältnis der in einem definierten Abstand von der Schweissnaht entfernten Strukturspannung zur Kerbspannung.

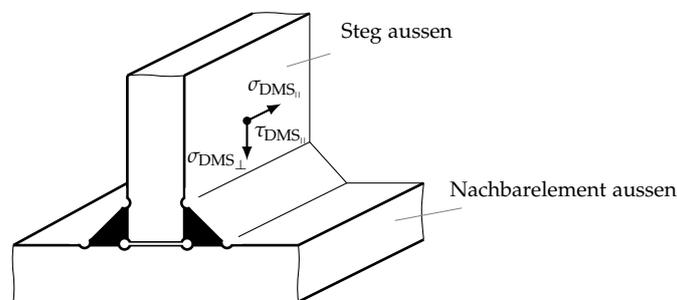


Abbildung 4.16.: Spannungskomponenten am T-Stoß

Tabelle 4.6.: Kerbfaktoren für das Stegblech nach Abbildung 4.16

	$\sigma_{DMS_{\perp}}$	$\sigma_{DMS_{ }}$	$\tau_{DMS_{ }}$
Nahtübergang (NÜ)	Nahtwurzel (NW)	NÜ/NW	NÜ/NW
Zug	Zug	längs	Schub
Biegung	Biegung		

4.9.2. Einfluss der Randbedingungen der Detailmodelle

Generell sollten die Kerbdetails steifigkeitsgetreu basierend auf den Schnittkräften der Schalenmodelle integriert werden. Wenn die Kerbfaktoren jedoch rein aus Detailmodellen abgeleitet werden, ist auf die Wahl der Randbedingung besonders zu achten. Das betrifft vor allem unsymmetrische Nahtarten, bei denen bei Zugbeanspruchung auch Biegemomente entstehen. Das Ziel muss daher sein, die Kerbfaktoren und die zugehörigen Schnittgrößen so zu bestimmen, dass mit den idealisiert berechneten Strukturspannungen die für den Betriebsfestigkeitsnachweis relevanten Kerbspannungen berechnet werden.

Anhand eines Detailmodells von einem Kreuzstosses wird das Problem bei der Methode mit den Kerbfaktoren genauer beschrieben. Bei diesem Modell werden für acht verschiedene Randbedingungen die Kerbfaktoren in Abhängigkeit von der Belastungsart ermittelt. Anschliessend wird dieser Kreuzstoss in einen Kastenträger integriert. Im Vergleich mit den Kerbspannungen aus Sub-Modellen kann dann der mögliche Fehler dieser vereinfachten Methode bestimmt werden. In Abbildung 4.17 sind die gewählten Randbedingungen des Detailmodells dargestellt.

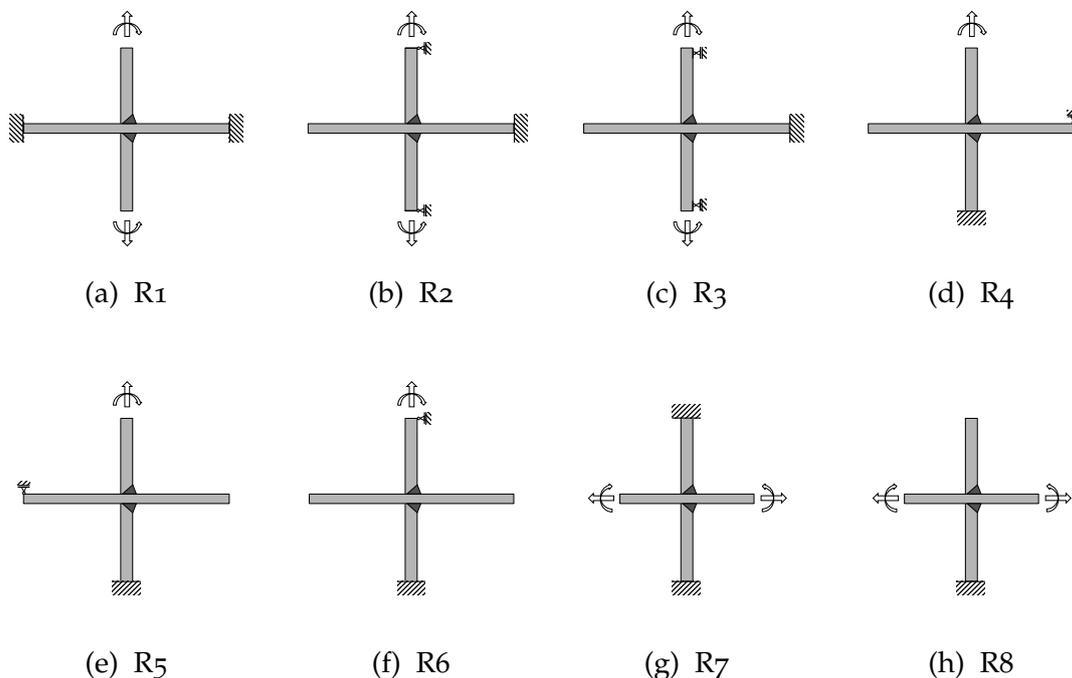


Abbildung 4.17.: Randbedingungen R1 bis R8 des Detailmodells für die Berechnung der Kerbfaktoren. Mit: 2 x HY-Naht, $t = 20 \text{ mm}$, $r_{ref} = 1.0 \text{ mm}$, $a = 3 \text{ mm}$

4. Kerbspannungskonzept

Die Übertragungsfaktoren für die acht gewählten Randbedingungen wurden getrennt für die Lastfälle Zug und Biegung und für die Nachweisstellen Nahtwurzel und Nahtübergang ausgewertet und sind in Tabelle 4.7 aufgelistet. Bei den ersten sechs Modellen gehen die Belastungen über den Steg. Aufgrund der Asymmetrie des Schweißstosses reagieren die Berechnungsergebnisse daher sensibel auf die gewählte Randbedingung. Bei den zwei letzten Modellen wirkt eine symmetrische Belastung über den durchgehenden Gurt. Daher erhält man für diese in etwa die gleichen Ergebnisse.

Tabelle 4.7.: Kerbfaktoren für einen Kreuzstoss mit HY-Nähten in Abhängigkeit von den Randbedingungen nach Abbildung 4.17

Randbedingung		Wurzel		Übergang	
Nr.	Belastung	Zug	Biegung	Zug	Biegung
R1	vertikal	5.03	2.90	1.60	1.79
R2	vertikal	4.11	0.61	2.04	0.84
R3	vertikal	4.88	1.69	1.70	1.03
R4	vertikal	5.13	2.77	1.60	2.59
R5	vertikal	5.09	3.25	1.60	1.75
R6	vertikal	4.90	0.30	1.68	0.20
R7	horizontal	3.71	2.71	3.33	2.93
R8	horizontal	3.65	3.26	2.68	2.39

Für die Überprüfung der Randbedingung wird der Kreuzstoss in einem Kastenträger integriert. In Abbildung 4.18 ist dieser Kastenträger sowie die verwendeten Kerbfaktoren abgebildet. Für Strukturspannungen wurden an einem Schalenmodell (Midsurface-Modell) mit idealisierter Geometrie ermittelt. Hierbei wurde einmal mit vierknotigen linearen und einmal mit vierknotigen parabolischen Schalenelementen gerechnet. Die Unterschiede in den Ergebnissen zwischen diesen Elementtypen sind aber für diese Geometrie vernachlässigbar. Daher wird auf die Wahl der Elemente nicht weiter eingegangen. Der Auswertepunkt der Strukturspannungen wurde, analog zu den Vorgaben der Software FEMFAT [2], mittels Spannungskorrektur bestimmt. Die Strukturspannung liegt daher immer im gleichen Abstand zur Schweißnaht. Das hat den Vorteil, dass man bis zu einem gewissen Grad unabhängig von der gewählten Elementgröße gleichwertige Ergebnisse erhält.

4.9. Validierung des Kerbspannungskonzeptes

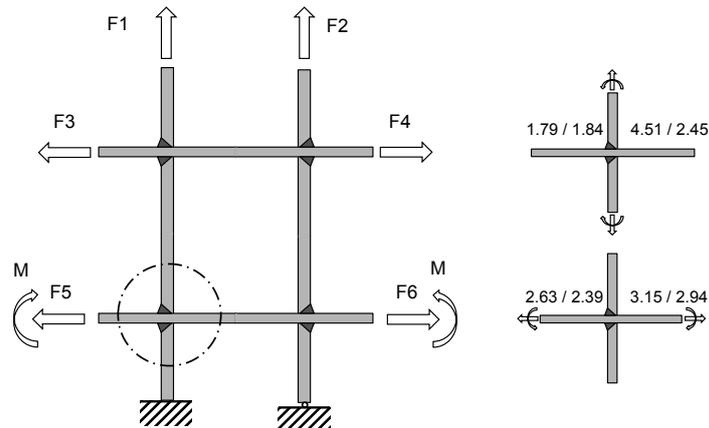


Abbildung 4.18.: Kastenträger zur Validierung der Randbedingungen des Detailmodells mit den Kerbfaktoren. Der erste Wert steht für den Zug, der zweite für Biegung.

In Abbildung 4.19 sind die Abweichungen zwischen den Detailmodellen und den Modellen mit Übertragungsfaktoren für die relevanten Lastfälle dargestellt. Man sieht, dass die Ergebnisse mit den Übertragungsfaktoren innerhalb von einem Streuband von ca. $\pm 12\%$ liegen. Diese Methode ist daher sehr gut geeignet, wenn die gewählten Randbedingungen validiert werden.

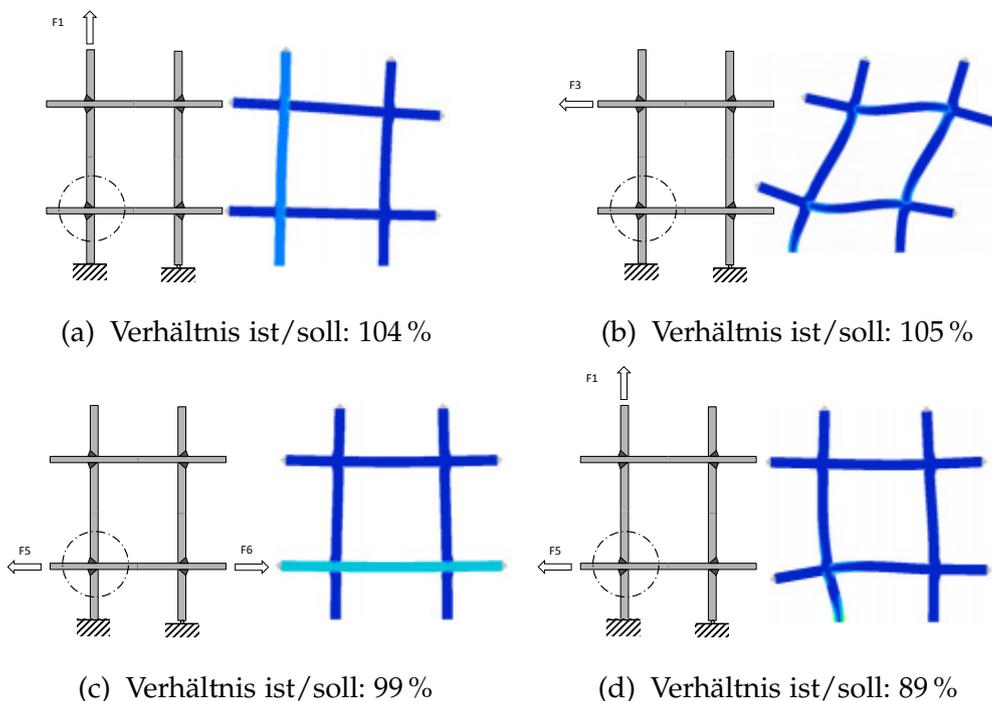


Abbildung 4.19.: Kastenträger zur Validierung der Randbedingungen

4. Kerbspannungskonzept

4.9.3. Einfluss von Winkel- und Kantenversatz

Mit dem Kerbspannungskonzept kann auch der Einfluss von Winkel- und Kantenversatz bewertet werden. Um zu untersuchen, in wie weit sich diese Imperfektionen auf die lokalen Beanspruchungen auswirken, wurden Imperfektionen an einer Schweissnaht eines Kastenträgers (Abbildung 4.20) integriert. Damit allfällige Effekte deutlich zum Vorschein kommen, wurde sowohl der Winkel- als auch der Kantenversatz sehr gross gewählt.

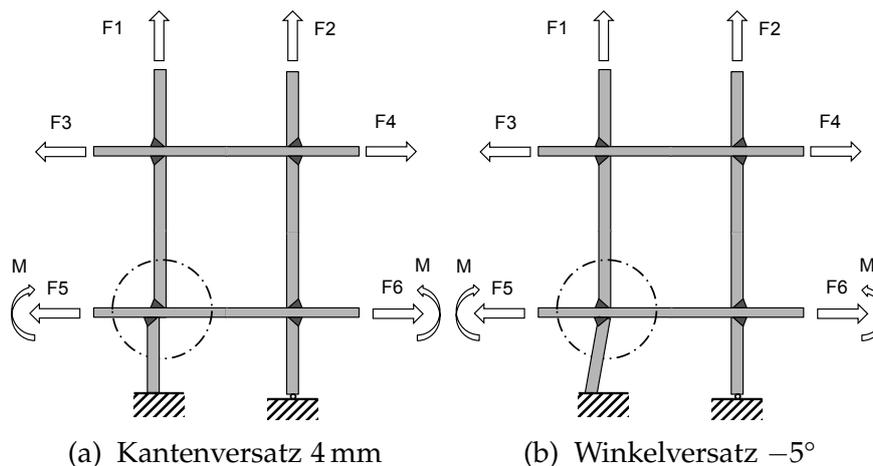


Abbildung 4.20.: Kastenträger zur Validierung von Winkel- und Kantenversatz

Tabelle 4.8.: Abweichung der Kerbspannung in Abhängigkeit von Winkel- und Kantenversatz

Lastfall Nr.	Kantenversatz		Winkelversatz	
	+4 mm	-4 mm	+5°	-5°
F ₁	131 %	123 %	205 %	98 %
F ₃	99 %	108 %	98 %	102 %
F ₅ + F ₆	101 %	97 %	100 %	100 %
F ₁ + F ₅	106 %	99 %	98 %	107 %

In Tabelle 4.8 sind die Ergebnisse der Auswirkung der Imperfektionen eingetragen. Ersichtlich ist, dass es bei Zugbelastung zu grösseren Abweichungen gegenüber der idealen Geometrie kommt als bei Biegebelastung. Offensichtlich bewirkt die gegenseitige Stützung der Bleche einen festigkeitsmässigen Bonus, denn der in dieser Untersuchung ermittelte Abfall der Festigkeit ist geringer als der nach analytischen Formeln der IIW [R26].

4.10. Schlussfolgerungen und daraus abgeleitete Anwendungsempfehlung

Für eine automatisierte Bewertung von Schweissverbindungen mittels Kerbspannungskonzept muss die Kerbspannung aus den Strukturspannungen und den Kerbfaktoren, wie in Unterabschnitt 4.9.2 beschrieben, berechnet werden. Der Ermüdungsfestigkeitsnachweis wird folgendermassen durchgeführt:

Berechnung der Strukturspannung

Die Strukturspannungen $\sigma_{DMS_{\perp}}, \sigma_{DMS_{\parallel}}, \tau_{DMS_{\parallel}}, \dots$ werden mittels FE-Berechnungen ermittelt. In den meisten Fällen erfolgt dies durch Skalierung und Superposition der Grundlastfälle.

Berechnung der Kerbfaktoren

Die Kerbfaktoren $K_{f_{a,M_{\perp}}}, K_{f_{i,M_{\perp}}}, K_{f_{a,B_{\perp}}}$ und $K_{f_{i,B_{\perp}}}$ normal zur Schweissnaht basieren auf FE-Berechnungen mit ebenen Schnittmodellen.

Die Modellierung der Kerbradien erfolgt mit dem in Abbildung 4.2 dargestellten konservativen Hinterschnitt mit einer Blechdicke $t = 25$ mm und einem Referenzradius $r_{ref} = 1.0$ mm. Die Randbedingungen müssen entsprechend den in Unterabschnitt 4.9.2 angegebenen Empfehlungen validiert werden.

Die Kerbfaktoren für längs- und auf Schub beanspruchte Nähte sind in Tabelle 4.9 angegeben.

Tabelle 4.9.: Kerbfaktoren für längs- und auf Schub beanspruchte von Hand geschweisste Nähte mit $f_{RN} = 1.0$, siehe Abschnitt 4.3 und Abschnitt 4.4

$K_{f_{a_{\parallel}}}, K_{f_{i_{\parallel}}}$	$K_{f_{a_{\tau}}}, K_{f_{i_{\tau}}}$	Art der Schweissnaht
1.60	1.60	voll durchgeschweisst
1.90	1.85	nicht voll durchgeschweisste
2.25	2.15	einseitige Naht, Schweissnahtwurzel

Die Kerbfaktoren der Schweissnahtenden werden nach den Vorgaben in Abschnitt 4.5 hergeleitet.

Grösseneinfluss

Der Grösseneinfluss für Normal- und Schubspannungen wird mit den Faktoren $f_{t_{\sigma}}$ und $f_{t_{\tau}}$ nach Abschnitt 4.7 berücksichtigt. Dabei geht neben der Bauteilgrösse die Kerbschärfe und die Beanspruchungsart in die Bewertung mit ein.

4. Kerbspannungskonzept

Mittelspannungseinfluss

Im Festigkeitsnachweis wird der Eigenspannungs- und Mittelspannungseinfluss durch die Faktoren $M_\sigma = 0.15$ und $M_\tau = 0.09$ berücksichtigt. Die Mittelspannungsfaktoren $K_{AK\sigma}$ und $K_{AK\tau}$ werden mit den Gleichungen 2.16 und 2.18 berechnet. Mit diesen Faktoren kann die schädigungsäquivalente Beanspruchungsamplitude aus der Rainflow-Matrix bestimmt werden.

Nachträgliche Verbesserung der Naht

Durch nachträgliche Verbesserungsmaßnahmen wie Verschleifen, WIG-Wiederaufschmelzen oder Hämmern gibt es einen Bonus von $f_{PWI} = 1.3$ auf die ertragbare Festigkeit.

Ertragbare Festigkeiten

Die charakteristischen Festigkeiten für den Betriebsfestigkeitsnachweis sind in Tabelle 4.10 angegeben.

Tabelle 4.10.: Charakteristische Werkstoff-Festigkeiten als Amplitude in MPa ($P_{\bar{U}} = 97.7\%$, $N_{D_\sigma} = 2 \times 10^6$, $R_\sigma = -1$), siehe Unterabschnitt 4.2.3

Werkstoff	Normalspannung	Schubspannung
Stahl	132	87
Aluminiumlegierung	42	34
Magnesiumlegierung	16.5	13.6

Die ertragbare Festigkeit bei $N = 2 \times 10^6$ Lastzyklen ist:

$$\sigma_{k_{a,ertr,R=-1}} = \sigma_{\text{charakteristisch}} \cdot f_{t_\sigma} \cdot f_{RN} \cdot f_{PWI} \quad (4.12a)$$

$$\tau_{k_{a,ertr,R=-1}} = \tau_{\text{charakteristisch}} \cdot f_{t_\tau} \cdot f_{RN} \cdot f_{PWI} \quad (4.12b)$$

Kerbspannungskollektiv

Das Kerbspannungskollektiv wird aus dem kollektivierten Kerbspannungs-Zeitverlauf und der Mittelspannungsempfindlichkeit berechnet.

$$\sigma_{k_j}(t) = \sum K_{f,j} \cdot \sigma_{DMS,j}(t) \rightarrow \sigma_{k_{a,i,R=-1}} = \sigma_{k_{a,i,R}} \cdot K_{AK} \text{ mit } h_i \quad (4.13)$$

Berechnung des Auslastungsgrades

Mit der ertragbaren Festigkeit und dem Kerbspannungskollektiv kann nun der Auslastungsgrad durch die Methode Miner Haibach oder Miner Konsequent in Kombination mit D_m wie in Gleichung 2.20 und Gleichung 2.21 beschrieben ermittelt.

5. Neuer Festigkeitsnachweis mit gemessenen Dehnungen

5.1. Strukturspannung und Übertragungsfaktor

Die Betriebsfestigkeitsnachweise bei den Labor- und Streckenversuchen haben das Ziel, die Fertigungsqualität und die Betriebstauglichkeit nachzuweisen. Diese Festigkeitsnachweise werden an ausgewählten Stellen der Bauteile durchgeführt. Dabei werden die lokalen Dehnungen mit Hilfe von Dehnmessstreifen (DMS) erfasst und danach unter der Annahme eines isotropen Werkstoffverhaltens in Spannungen umgerechnet. Mögliche Messfehler können analytisch abgeschätzt und durch einen Teilsicherheitsfaktor im Festigkeitsnachweis berücksichtigt werden. Bei Schweißnähten wird die Beanspruchung nicht direkt an der Nachweisstelle sondern in einem definierten Abstand von dieser ermittelt. Das Ergebnis des Festigkeitsnachweises hängt in diesem Fall vom gewählten Verfahren ab. Grosse Unterschiede zwischen den Verfahren entstehen, wenn Spannungsgradienten an der Oberfläche oder in die Tiefe vorliegen. Gradienten an der Oberfläche können, wie in Abbildung 5.1 dargestellt, nach den Vorgaben des Strukturspannungskonzeptes extrapoliert werden. Gradienten in die Tiefe werden derzeit nicht berücksichtigt.

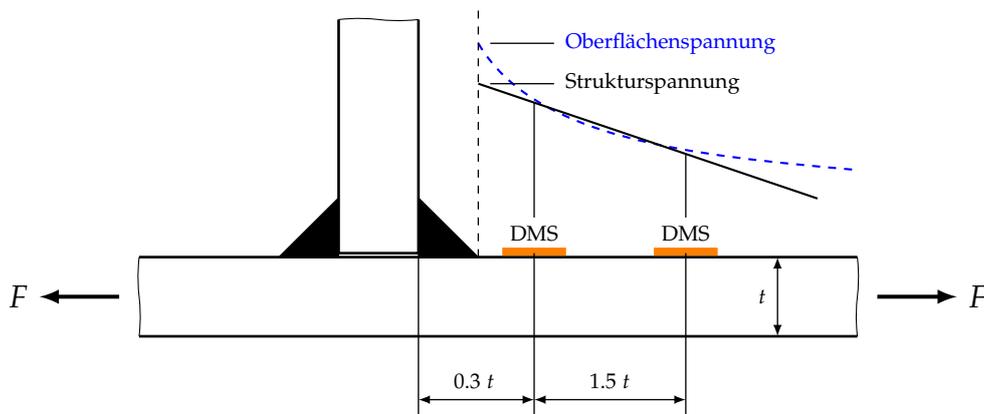


Abbildung 5.1.: Berechnung der Strukturspannung

5. Neuer Festigkeitsnachweis mit gemessenen Dehnungen

Für die Treffsicherheit des Festigkeitsnachweises ist es aber erforderlich, den Spannungsgradienten in die Tiefe ebenfalls zu berücksichtigen. Die Ermittlung der lokalen Beanspruchung an der Nachweisstelle kann dann durch einen Übertragungsfaktor erfolgen. Dieser ist neben dem verwendeten Berechnungskonzept von der angenommenen Belastung abhängig.

In diesem Kapitel wird nun die Herleitung des Übertragungsfaktors anhand eines virtuellen Dehnmessstreifens beschrieben. Zuerst erfolgt die Herleitung bei Vorliegen einer einzelnen Belastung. Anschliessend wird der allgemeine Fall mit einer kombinierten Belastungen betrachtet und zum Schluss wird anhand eines praktischen Beispiels die Methodik diskutiert.

5.2. Übertragungsfaktor bei einer einzelnen Belastung

Sobald an der Nachweisstelle eines Bauteils bei Biegung eine andere Formzahl existiert als bei Zug ist der gesuchte Übertragungsfaktor von der Belastung abhängig. Das ist der allgemeine Fall sowohl für geschweisste als auch für nicht geschweisste Bauteile. Anhand des folgenden Beispiels mit einem Flachstab wird nun die Herleitung des Übertragungsfaktors bei einer einzelnen Belastung beschrieben. In Abbildung 5.2 ist dieser Flachstab, der durch eine einzelne Kraft proportional auf Zug und Biegung beansprucht wird, dargestellt. Der gesuchte Übertragungsfaktor ist das Verhältnis der gemessenen Spannung zur Kerbspannung im Nachweispunkt. Die Kerbspannung kann bei diesem Beispiel mit den von der Belastung abhängigen Formzahlen mittels Gleichungen 5.1 und 5.2 berechnet werden.

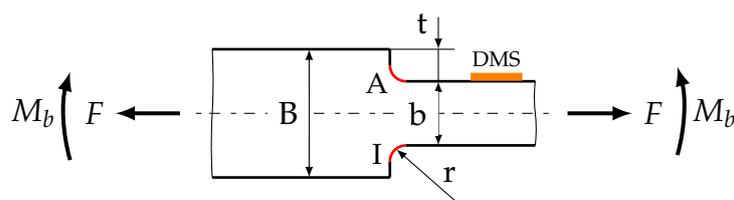


Abbildung 5.2.: Flachstab mit DMS und Nachweisstellen A (aussen) und I (innen), $B = 100$, $b = 60$ und $r = 5$

Die Formzahl bei Zug-Druck nach FKM-Richtlinie, Glg. 5.2.15, ist:

$$K_{t,zd} = 1 + \frac{1}{\sqrt{0.5 \frac{r}{t} + 5 \frac{r}{b} \left(1 + 2 \frac{r}{b}\right)^2}} \quad (5.1)$$

5.2. Übertragungsfaktor bei einer einzelnen Belastung

Die Formzahl bei Biegung nach FKM-Richtlinie, Glg. 5.2.16, ist:

$$K_{t,b} = 1 + \frac{1}{\sqrt{0.5 \frac{r}{t} + 12 \frac{r}{b} \left(1 + 2 \frac{r}{b}\right)^2}} \quad (5.2)$$

Der Übertragungsfaktor wird nun getrennt für die zwei hoch beanspruchten Stellen A und I hergeleitet. Die Stelle A liegt in der Nähe der gemessenen Beanspruchung auf der Aussenseite des Bauteils. Die Stelle I liegt innen, auf der gegenüber liegenden Seite des Blechs.

Nachweisstelle A: Die Kerbspannung σ_{k_A} an der Nachweisstelle A wird aus den Anteilen der Membran- und Biegespannung mit den zugehörigen Formzahlen berechnet.

$$\sigma_{k_A} = K_{t,zd} \cdot \sigma_M + K_{t,b} \cdot \sigma_B \quad (5.3)$$

Aus der Kerbspannung und der Strukturspannung kann nun der Übertragungsfaktor X_A für die Stelle aussen bestimmt werden.

$$X_A = \frac{\sigma_{k_A}}{\sigma_{DMS}} = \frac{K_{t,zd} \cdot \sigma_M + K_{t,b} \cdot \sigma_B}{\sigma_M + \sigma_B} \quad (5.4)$$

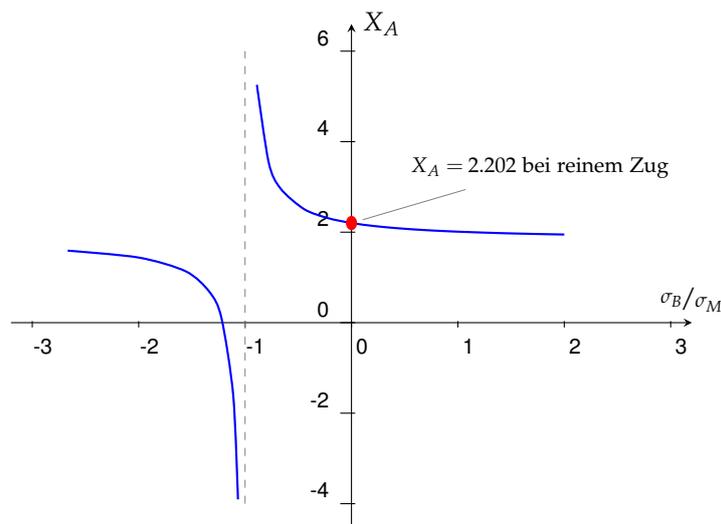


Abbildung 5.3.: Übertragungsfaktor X_A für den Flachstab in Abhängigkeit von σ_B/σ_M

5. Neuer Festigkeitsnachweis mit gemessenen Dehnungen

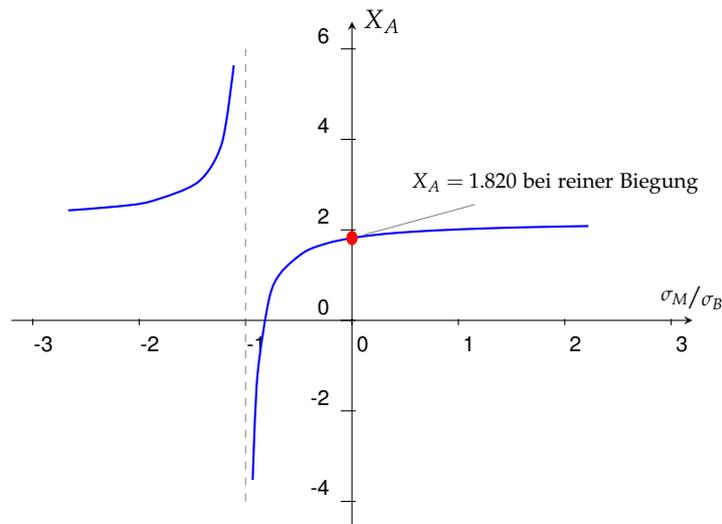


Abbildung 5.4.: Übertragungsfaktor X_A für den Flachstab in Abhängigkeit von σ_M/σ_B

In den Abbildungen 5.3 und 5.4 sind die Übertragungsfaktoren aussen für ausgewählte Belastungen dargestellt. Ersichtlich ist, dass der belastungsabhängige Übertragungsfaktor jeden Wert zwischen $-\infty$ und $+\infty$ annehmen kann. Nur für den speziellen Fall gleich grosser Formzahlen für Biegung und Zug ($K_{t,zd} = K_{t,b}$) wird der Übertragungsfaktor gleich gross wie die Formzahl.

Nachweisstelle I: Die Kerbspannung σ_{kI} an der Nachweisstelle I kann ebenfalls aus den Anteilen der Membran- und Biegespannung mit den zugehörigen Formzahlen berechnet werden.

$$\sigma_{kI} = K_{t,zd} \cdot \sigma_M - K_{t,b} \cdot \sigma_B \quad (5.5)$$

Der Übertragungsfaktor X_I nach innen ist das Verhältnis der Kerbspannung an der Stelle I zur gemessenen Spannung.

$$X_I = \frac{\sigma_{kI}}{\sigma_{DMS}} = \frac{K_{t,zd} \cdot \sigma_M - K_{t,b} \cdot \sigma_B}{\sigma_M + \sigma_B} \quad (5.6)$$

Der Übertragungsfaktor nach innen kann ebenfalls jeden Wert zwischen $-\infty$ und $+\infty$ annehmen. Die Nachweisstelle bei einem realen Bauteil muss aber nicht in unmittelbarer Nähe von der gemessenen Spannung liegen. Falls nur eine einzelne Beanspruchung wirkt, kann der Übertragungsfaktor zu jedem beliebigen Punkt i am Bauteil basierend auf der FE-Berechnung folgendermassen berechnet werden:

$$X_i = \frac{\sigma_{FEi}}{\sigma_{DMS}} \quad (5.7)$$

5.3. Übertragungsfaktoren bei kombinierten Belastungen

Wirken mehrere Belastungen gleichzeitig auf das Bauteil ein, ergibt sich nach Gleichung 5.7 für jede einzelne Last ein eigener Übertragungsfaktor. Das gilt auch für konstante, nicht dynamisch wirkende Belastungen.

Ein Betriebsfestigkeitsnachweis mit den gemessenen Dehnungen ist daher nur mehr dann möglich, wenn zu jedem Zeitpunkt die Grössen der einwirkenden Belastungen bekannt sind. Da dies aber meist nicht der Fall ist, wird für den Festigkeitsnachweis ein schädigungsäquivalenter Übertragungsfaktor benötigt.

Anhand des folgenden Beispiels mit einem ungekerbten Stab wird die Methodik des Übertragungsfaktors bei kombinierter Belastung beschrieben. Auf diesen Stab wirkt eine wechselnde Biegung überlagert mit einem konstanten Zug. Mit diesen zwei voneinander unabhängigen Belastungen erhält man nach Gleichung 5.7 vom Lastfall abhängende Übertragungsfaktoren. In Tabelle 5.1 sind die lokalen Beanspruchungen für drei Lastfälle angegeben. Dabei ist σ_B die Biegung und σ_M die konstante Zugspannung. Die Nachweisstelle befindet sich auf der Innenseite des Stabes. Die Beanspruchung an dieser Stelle ist nach Gleichung 5.6 die Membranspannung minus der Biegespannung.

Da der Stab ungekerbt ist, muss für den dynamisch wirkenden Lastfall reine Biegung der Übertragungsfaktor X gleich -1 sein. Damit nun aus der gemessenen Mittelspannung die gesuchte Mittelspannung am Nachweispunkt berechnet werden kann, muss diese um den Wert $\Delta\sigma_M$ korrigiert werden. Die Bestimmung der Mittelspannungskorrektur wird im folgenden genauer beschrieben.

Tabelle 5.1.: Beispiel Flachstab mit konstantem Zug und Wechselbiegung, Spannungen in MPa

σ_M	σ_B	σ_{DMS}	K_t	σ_{FE}	σ_{FE}/σ_{DMS}	X	$\Delta\sigma_M$
20	10	30	1.0	10	0.33	-1.0	-40
20	0.0	20	1.0	20	1.00	-1.0	-40
20	-10	10	1.0	30	3.00	-1.0	-40

Aus dem Beispiel geht hervor, dass beim Festigkeitsnachweis mit gemessenen Beanspruchungen die Kerbspannung für den Nachweispunkt i mit einem schädigungsäquivalenten Übertragungsfaktor und einer Mittelspannungskorrektur berechnet werden muss.

5. Neuer Festigkeitsnachweis mit gemessenen Dehnungen

Ein schädigungsäquivalenter Übertragungsfaktor liegt dann vor, wenn der Auslastungsgrad berechnet mit Übertragungsfaktor, Mittelspannungskorrektur und Strukturspannung gleich gross ist wie der berechnete Auslastungsgrad mit dem Kerbspannungskonzept.

$$a_{DMS,j} \left(X_j \cdot \left[\sigma_{DMS_j}(t) + \Delta\sigma_{M_j} \right] \right) \equiv a_{k,j} \left(\sigma_{k_j}(t) \right) \quad (5.8)$$

Die Spannungen $\sigma_{DMS_j}(t)$ und $\sigma_{k_j}(t)$ in Gleichung 5.8 sind virtuelle Spannungs-Zeit-Verläufe und müssen an den entsprechenden Positionen des FE-Modells abgelesen werden.

Die Lösung dieser Gleichung ist nicht ganz trivial, da diese zwei Unbekannte, den Übertragungsfaktor X_j und die Mittelspannungskorrektur $\Delta\sigma_{M_j}$, enthält. Daher wird für die Ermittlung der beiden Unbekannten folgende Vorgehensweise empfohlen:

- i) Bestimmung des Vorzeichens v_{X_j} für den Übertragungsfaktor
- ii) Berechnung der Mittelspannungskorrektur $\Delta\sigma_{M_j}$
- iii) Berechnung des Übertragungsfaktors X_j mit Vorzeichen
- iv) Bewertung der Güte der gewählten DMS-Position

Der Index j steht für die richtungsabhängigen Spannungskomponenten und den Ort. Die Spannungskomponenten bei geschweissten Bauteilen sind die Normalspannungen längs und quer zur Schweissnaht sowie die Schubspannung parallel zur Schweissnaht. Der Nachweisort kann wiederum aussen oder innen liegen.

In Summe werden daher für den Festigkeitsnachweis von geschweissten Bauteilen mit gemessenen Beanspruchungen folgende sechs Übertragungsfaktoren mit den zugehörigen Mittelspannungskorrekturen benötigt:

- $X_{\sigma,a_{\perp}}$ Übertragungsfaktor aussen, σ normal zur Schweissnaht
- $X_{\sigma,i_{\perp}}$ Übertragungsfaktor nach innen, σ normal zur Schweissnaht
- $X_{\sigma,a_{\parallel}}$ Übertragungsfaktor aussen, σ längs zur Schweissnaht
- $X_{\sigma,i_{\parallel}}$ Übertragungsfaktor nach innen, σ längs zur Schweissnaht
- $X_{\tau,a_{\parallel}}$ Übertragungsfaktor aussen, τ längs zur Schweissnaht
- $X_{\tau,i_{\parallel}}$ Übertragungsfaktor nach innen, τ längs zur Schweissnaht

5.3. Übertragungsfaktoren bei kombinierten Belastungen

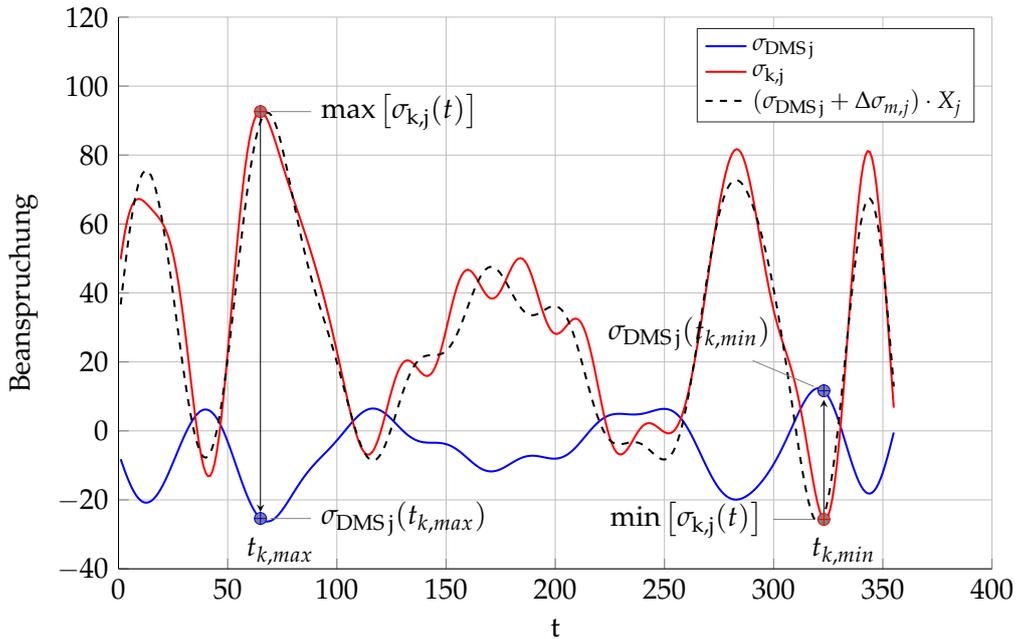


Abbildung 5.5.: Verlauf der Struktur- und Kerbspannung; $v_{X_j} = \text{sign}(-25.4 - 11.6) = -1$,
 $\Delta\tilde{\sigma}_{m,j} = 17.4$, $\Delta\sigma_{m,j} = -3.7$, $X_j = -3.08$

Ad i) Im ersten Schritt wird das Vorzeichen des Übertragungsfaktors aus den Zeitpunkten, bei denen die Kerbspannungen extremal sind, bestimmt.

$$v_{X_j} = \text{sign} [\sigma_{DMSj}(t_{k,max}) - \sigma_{DMSj}(t_{k,min})] \quad (5.9)$$

mit: $t_{k,max}$ bei $\max[\sigma_{k,j}(t)]$ und $t_{k,min}$ bei $\min[\sigma_{k,j}(t)]$

Ad ii) Die gesuchte Mittelspannungskorrektur kann nun aus den Extremalwerten der Spannungs-Zeit-Verläufe berechnet werden. In Abhängigkeit vom Vorzeichen des Übertragungsfaktors müssen dabei zwei Fälle unterschieden werden.

Mit Hilfe von

$$\Delta\tilde{\sigma}_{m,j} = \frac{\min[\sigma_{k,j}] \cdot \max[\sigma_{DMSj}] - \max[\sigma_{k,j}] \cdot \min[\sigma_{DMSj}]}{\max[\sigma_{k,j}] - \min[\sigma_{k,j}]} \quad (5.10)$$

ergibt sich die Mittelspannungskorrektur

$$\Delta\sigma_{m,j} = \begin{cases} \Delta\tilde{\sigma}_{m,j} & \text{für } v_{X_j} > 0 \\ -(\max[\sigma_{DMSj}] + \min[\sigma_{DMSj}] + \Delta\tilde{\sigma}_{m,j}) & \text{sonst} \end{cases} \quad (5.11)$$

5. Neuer Festigkeitsnachweis mit gemessenen Dehnungen

Ad iii) Der Übertragungsfaktor X_j kann aus dem Auslastungsgrad oder der Äquivalentspannungsamplitude, der Spannung an der DMS-Position $a_{DMS,j}$ und dem Vorzeichen des Übertragungsfaktors berechnet werden. Die Spannung an der DMS-Position muss vorher noch um die Mittelspannungskorrektur verschoben und ebenfalls mit dem richtigen Vorzeichen versehen werden.

$$\begin{aligned} a_{k,j} &= f(\sigma_{k,j}, M_\sigma) \\ a_{DMS,j} &= f\left((\sigma_{DMSj} + \Delta\sigma_{m,j}) \cdot v_{X_j}, M_\sigma\right) \end{aligned} \quad (5.12)$$

Der gesuchte Übertragungsfaktor für jede Beanspruchungskomponente j ist:

$$X_j = v_{X_j} \cdot \frac{a_{k,j}}{a_{DMS,j}} \quad (5.13)$$

Ad iv) Mit dem hier definierten Übertragungsfaktor wird eine schädigungsäquivalente Spannung berechnet, die aber mit dem realen Kerbspannungsverlauf nichts mehr gemeinsam hat. In Abbildung 5.5 ist exemplarisch ein Verlauf der virtuellen Kerbspannung und der Spannungen an der DMS-Position dargestellt. Die schwarze, gestrichelte Linie ist die schädigungsäquivalente Spannung für den Betriebsfestigkeitsnachweis. Die rote Linie ist der reale Verlauf der Kerbspannung. Aus diesem Grund ist es wichtig, im Vorfeld die zu erwartende Streuung zwischen dem realen und dem schädigungsäquivalenten Spannungsverlauf zu berechnen. Eine grosse Streuung ist ein Hinweis, dass ein an dieser Stelle applizierter DMS für die Validierung der mechanischen Festigkeit nicht geeignet ist.

Der zu erwartende Fehler $F_{X,j}$ für die Bewertung der Güte der Nachweisstelle wird definiert als zwei mal die Standardabweichung und kann folgendermassen berechnet werden:

$$F_{X,j} = 2 \cdot \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n \left[\sigma_{k,j}(i) - \left(\sigma_{DMSj}(i) + \Delta\sigma_{M_{i\perp}} \right) \cdot X_j \right]^2}{n}} \quad (5.14)$$

Die Zeitpunkte i in Gleichung 5.14 stehen für die einzelnen Lastsituationen der Berechnung. Falls die Berechnung auf Zeitschrieben basiert, ist jeder Zeitpunkt i ein Umkehrpunkt des Kerbspannungs-Zeit-Verlaufes, wobei eine geeignete Omission berücksichtigt werden muss.

5.4. Hinweise und Anwendungsbeispiel

Bei der Auswahl der DMS-Positionen sollten alle Stellen mit einem grossen zu erwartenden Fehler vermieden werden. Zusätzlich sind auch jene Stellen ungeeignet, bei denen der Übertragungsfaktor gross gegenüber den Kerbfaktoren ist. Ein grosser Übertragungsfaktor ist nämlich ein Zeichen dafür, dass die an dieser Position gemessenen Beanspruchungen im Verhältnis zu denen der Nachweisstelle klein sind. Die Ergebnisse des Betriebsfestigkeitsnachweises reagieren dann sehr sensibel auf kleinste Abweichungen von der angenommenen Geometrie oder Belastung. Der Betriebsfestigkeitsnachweis an dieser Stelle ist nicht aussagekräftig.

Zu beachten ist, dass durch geänderte Lastannahmen beim rechnerischen Festigkeitsnachweis auch andere Übertragungsfaktoren ermittelt werden. Der Prozess der Validierung der mechanischen Festigkeit sollte daher in enger Zusammenarbeit mit der Berechnung stehen. Streng genommen müssten die Übertragungsfaktoren überprüft werden, wenn bei der Betriebsmessung festgestellt wird, dass die realen Lasten von den angenommen Lasten stark abweichen.

Die Unterschiede zwischen den Ergebnissen des Nennspannungskonzeptes und des Kerbspannungskonzeptes können gross werden. Durch die beim Kerbspannungskonzept geforderte getrennte Bewertung von Membran- und Biegespannung sind die Ergebnisse des Festigkeitsnachweises um vieles genauer als bei Anwendung des Nennspannungskonzeptes.

Daher sollte das Nennspannungskonzept bei der Validierung der mechanischen Festigkeit nur in Ausnahmefällen zur Anwendung kommen!

Beispiel: Zur Veranschaulichung wird der Übertragungsfaktor und die Mittelspannungskorrektur für das Beispiel gekerbter Flachstab nach Tabelle 5.1 hergeleitet. Alle Spannungen sind vereinfachend dimensionslos angegeben. Die minimale Spannung im Nachweispunkt tritt zum Zeitpunkt $t_{k,min} = 1$ und die maximale Spannung zum Zeitpunkt $t_{k,max} = 3$ auf.

Das Vorzeichen des Übertragungsfaktors wird nach Gleichung 5.9 berechnet.

$$v_{X\sigma_{i\perp}} = \text{sign} [\sigma_{\text{DMS}\perp}(t_{k,max}) - \sigma_{\text{DMS}\perp}(t_{k,min})]$$

$$v_{X\sigma_{i\perp}} = \text{sign} [\sigma_{\text{DMS}\perp}(3) - \sigma_{\text{DMS}\perp}(1)] = \text{sign} [10 - 30] = -1$$

Der Wert v_X wird bei der Berechnung der Mittelspannungskorrektur benötigt. Nach Gleichung 5.10 und 5.11 ist die Mittelspannungskorrektur

5. Neuer Festigkeitsnachweis mit gemessenen Dehnungen

$$\Delta\tilde{\sigma}_{m,j} = \frac{\min[\sigma_{k,i_{\perp}}] \cdot \max[\sigma_{\text{DMS}_{\perp}}] - \max[\sigma_{k,i_{\perp}}] \cdot \min[\sigma_{\text{DMS}_{\perp}}]}{\max[\sigma_{k,i_{\perp}}] - \min[\sigma_{k,i_{\perp}}]}$$

$$\Delta\tilde{\sigma}_{m,j} = \frac{10 \cdot 30 - 30 \cdot 10}{30 - 10} = 0$$

$$\Delta\sigma_{M_{i_{\perp}}} = -(\max[\sigma_{\text{DMS}_j}] + \min[\sigma_{\text{DMS}_{\perp}}] + \Delta\tilde{\sigma}_{m,j}) \text{ für } v_{X\sigma_{i_{\perp}}} < 0$$

$$\Delta\sigma_{M_{i_{\perp}}} = -(30 + 10 + 0) = -40.$$

Die Äquivalentspannungsamplituden werden aus den maximalen Amplituden, den Mittelspannungen und der Mittelspannungsempfindlichkeit bestimmt. Diese wird mit $M_{\sigma} = 0.2$ angenommen.

Die Äquivalentspannungsamplitude $\sigma_{k,i_{\perp}\ddot{a}qu}$ an der Nachweisstelle ist:

$$\sigma_{k,i_{\perp}a} = 0.5 \cdot (\max[\sigma_{k,i_{\perp}}] - \min[\sigma_{k,i_{\perp}}]) = 10$$

$$\sigma_{k,i_{\perp}m} = 0.5 \cdot (\max[\sigma_{k,i_{\perp}}] + \min[\sigma_{k,i_{\perp}}]) = 20$$

$$\sigma_{k,i_{\perp}\ddot{a}qu} = \sigma_{k,i_{\perp}a} + M_{\sigma} \cdot \sigma_{k,i_{\perp}m} = 10 + 0.2 \cdot 20 = 14$$

Die Äquivalentspannungsamplitude $\sigma_{\text{DMS}_{\perp}\ddot{a}qu}$ an der DMS-Position ist:

$$\sigma_{\text{DMS}_{\perp}a} = 0.5 \cdot (\max[\sigma_{\text{DMS}_{\perp}}] - \min[\sigma_{\text{DMS}_{\perp}}]) = 10$$

$$\sigma_{\text{DMS}_{\perp}m} = v_{X\sigma_{i_{\perp}}} \cdot (0.5 \cdot (\max[\sigma_{\text{DMS}_{\perp}}] + \min[\sigma_{\text{DMS}_{\perp}}]) + \Delta\sigma_{M_{i_{\perp}}}) = 20$$

$$\sigma_{\text{DMS}_{\perp}\ddot{a}qu} = \sigma_{\text{DMS}_{\perp}a} + M_{\sigma} \cdot \sigma_{\text{DMS}_{\perp}m} = 10 + 0.2 \cdot 20 = 14$$

Damit kann der Übertragungsfaktor nach Gleichung 5.13 berechnet werden.

$$X_{\sigma_{i_{\perp}}} = v_{X\sigma_{i_{\perp}}} \cdot \frac{a_{k,j}}{a_{\text{DMS},j}} = v_{X\sigma_{i_{\perp}}} \cdot \frac{\sigma_{k,j\ddot{a}qu}}{\sigma_{\text{DMS}_{\perp}\ddot{a}qu}} = (-1) \cdot \frac{14}{14} = -1.$$

Die hier hergeleitete Mittelspannungskorrektur und der Übertragungsfaktor stimmen mit den Werten in Tabelle 5.1 überein.

5.5. Bewertung der Nachweisstelle im Versuch

Die in diesem Kapitel vorgestellte neue Methode wird nun an einem praktischen Beispiel nochmals genauer beschrieben. In Abbildung 5.6 ist die zu untersuchende Schweißnaht ersichtlich. Für die aussen liegende Naht sind

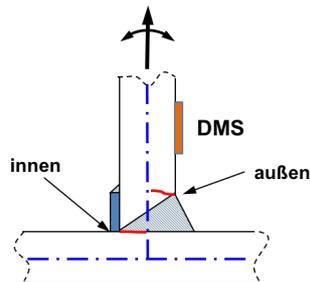


Abbildung 5.6.: HV-Naht mit Badsicherung am Fahrwerkrahmen

die Übertragungsfaktoren sehr genau bestimmbar. Nach innen variieren die lastabhängigen Faktoren jedoch sehr stark.

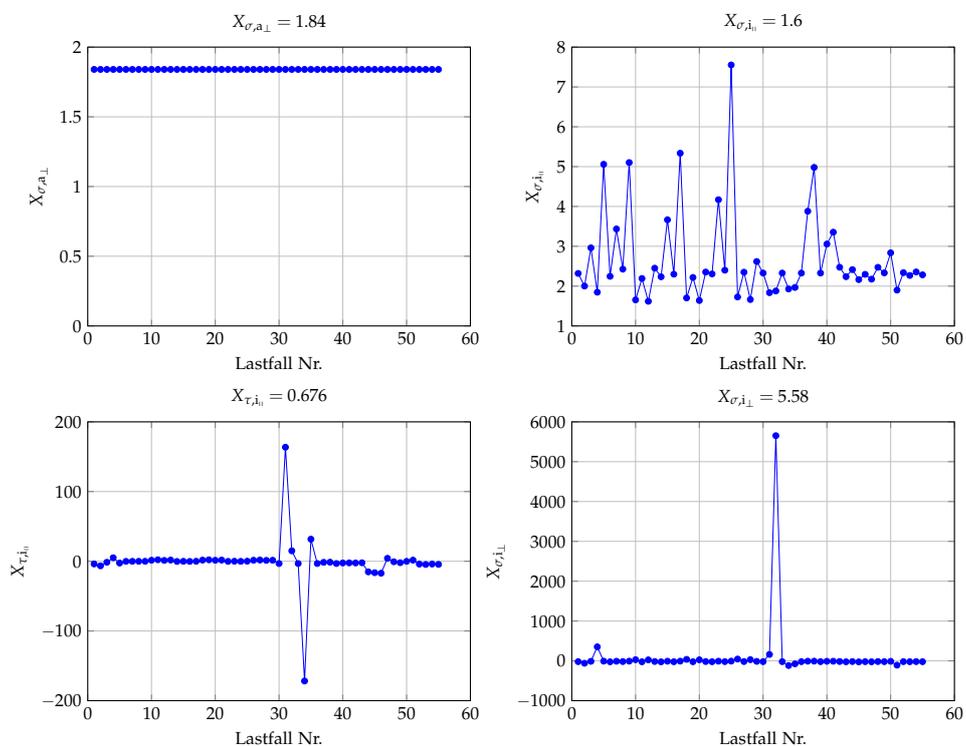


Abbildung 5.7.: Übertragungsfaktoren an einem Fahrwerkrahmen pro Grundlastfall

5. Neuer Festigkeitsnachweis mit gemessenen Dehnungen

In Abbildung 5.7 sind diese Faktoren für jeden einzelnen Grundlastfall in Abhängigkeit vom Ort und der Beanspruchung dargestellt. In Abbildung 5.8 sind die Kerbspannungs-Zeit-Verläufe (blau) und die an der DMS-Position ermittelten Beanspruchungen (rote Sterne) gegenübergestellt. Die Bewertung der innen liegenden Stelle ist vor allem für die Normalspannung quer zur Schweißnaht ungenau, obwohl für die angenommenen Lastfälle die exakte Schädigung und die dazugehörige Mittelspannungskorrektur eindeutig bestimmt wurden.

Bei diesem Beispiel ist der zu erwartende relative Fehler $F_{X_{\sigma,i\perp}}$ sehr gross. Er beträgt rund 140 MPa. Diese Stelle ist daher für den Betriebsfestigkeitsnachweis ungeeignet bzw. mit Vorsicht zu betrachten.

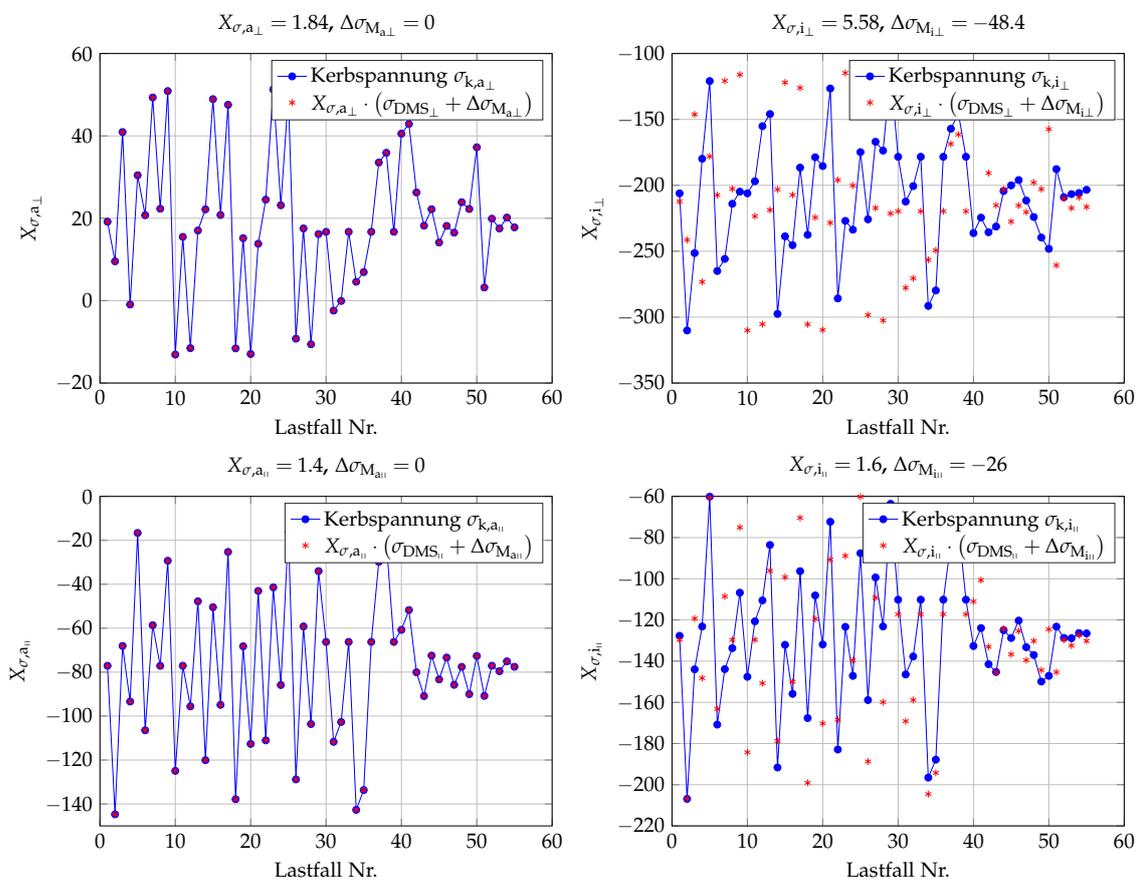


Abbildung 5.8.: Übertragungsfaktoren an einem Fahrwerkrahmen für verschiedene Lastfälle

Falls der Festigkeitsnachweis auf dem Nennspannungskonzept basiert, kann mit dieser Methode auch der Fehler des Nennspannungskonzeptes abgeschätzt werden. Dazu muss der Auslastungsgrad des Nennspannungskonzeptes mit dem des Kerbspannungskonzeptes verglichen werden.

5.5. Bewertung der Nachweisstelle im Versuch

Für das in diesem Kapitel angeführte Beispiel ist die charakteristische Festigkeit der Schweißnaht nach der IIW-Empfehlung FAT63. Der Auslastungsgrad nach dem Nennspannungskonzept beträgt rund 42 %. Die charakteristische Festigkeit nach dem Kerbspannungskonzept ist FAT63 für Zug und FAT95 für Biegung. Der Auslastungsgrad basierend auf dem Kerbspannungskonzept beträgt 56 % und ist höher als der nach dem Nennspannungskonzept. Daher liegt das Nennspannungskonzept hier um ca. 33 % auf der unsicheren Seite, obwohl beim Kerbspannungskonzept die höhere charakteristische Festigkeit für die Biegung zusätzlich in die Bewertung mit eingeht.

Prinzipiell können Übertragungsfaktoren zwischen allen beliebigen Stellen am Bauteil hergeleitet werden. Wenn zum Beispiel nur eine dominante Kraft wirkt, kann durch die gemessene Belastung auch die Beanspruchung für jede Stelle am Bauteil basierend auf einer FE-Berechnung bestimmt werden.

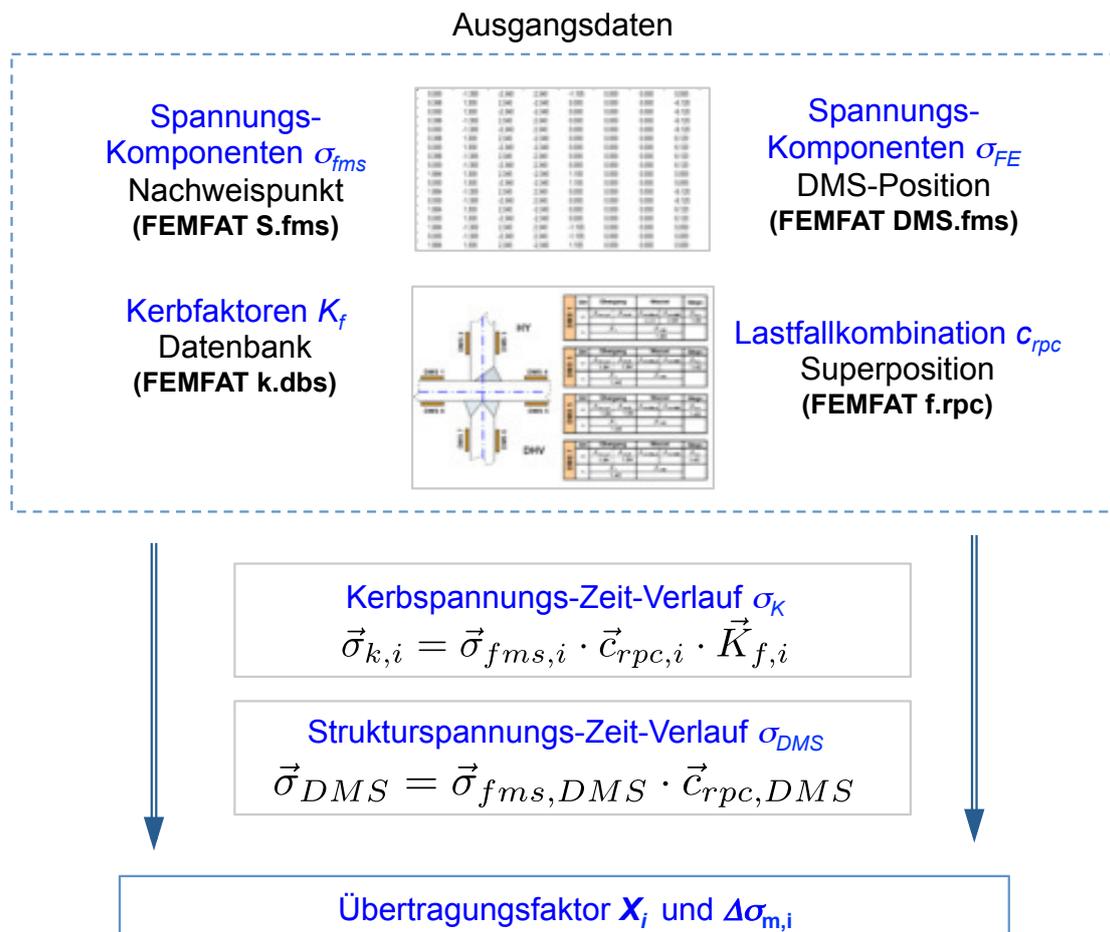


Abbildung 5.9.: Ablaufschema zur Bestimmung der Übertragungsfaktoren

5. Neuer Festigkeitsnachweis mit gemessenen Dehnungen

Treten mehrere Belastungen gleichzeitig oder zeitlich versetzt auf, muss aus der Belastungsmatrix und den Übertragungsfaktoren der lokale Beanspruchungs-Zeit-Verlauf ermittelt werden. Daher ergibt sich in der Praxis das in Abbildung 5.9 dargestellte Schema für den Festigkeitsnachweis.

In diesem Ablaufschema ist $\sigma_{fms,j}$ die örtliche, richtungsabhängige Spannungskomponente im Nachweispunkt für jeden einzelnen Grundlastfall j . Mit den Grundlastfällen werden durch Skalierung und Superposition die Beanspruchungs-Zeit-Verläufe sowohl für die DMS-Position als auch für die Kerbspannung berechnet. Damit können die Mittelspannungskorrektur $\Delta\sigma_{m,j}$ und der Übertragungsfaktor X_j nach den Gleichungen 5.10 bis 5.13 berechnet werden.

Zu guter Letzt wird der zu erwartende Fehler $F_{X,j}$ berechnet, damit die DMS-Stelle als geeignet oder nicht geeignet eingestuft werden kann.

Da die angenommenen Lasten eine grosse Auswirkung auf die Betriebsfestigkeit haben, müssen zusätzlich DMS appliziert werden, die eine Validierung der Lasten ermöglichen. Diese ausgesuchten Stellen können mittels der hier vorgestellten Methode bereits im Vorfeld auf ihre Eignung überprüft werden.

Mit diesem Verfahren können nun die einzelnen Beanspruchungskomponenten bewertet werden. Die Kombination der einzelnen Komponenten basierend auf einer Vergleichspannungshypothese wird in den nächsten Kapiteln beschrieben.

6. Mehrachsige Beanspruchung

6.1. Anforderungen an den Festigkeitsnachweis

Der Ermüdungsfestigkeitsnachweis bei mehrachsigen Beanspruchungen kann entweder experimentell oder rechnerisch erbracht werden. Der experimentelle Festigkeitsnachweis hat den Nachteil, dass er sehr aufwendig und kostenintensiv ist. Aus diesem Grund gewinnt der rechnerische Festigkeitsnachweis an Bedeutung.

Die für die Berechnung benötigten lokalen Beanspruchungen können aus Messungen oder Berechnungen stammen. Damit nach dem Kollektivieren die zeitliche Zuordnung der Beanspruchungskomponenten nicht verloren geht, muss diese weiterhin als Zeitschrieb erhalten bleiben. Die von Werkstoff, Geometrie und Kollektivumfang abhängige Beanspruchbarkeit wird durch die Bauteil-Lebensdauerlinie definiert. Diese kann aus den Kenndaten einachsiger geführter Einstufenversuche abgeleitet werden.

Für die Durchführung des rechnerischen Ermüdungsfestigkeitsnachweis wird daher folgendes benötigt:

- Beanspruchungs-Zeit-Verläufe ($\sigma_{x'}(t), \sigma_{y'}(t), \tau_{xy'}(t)$)
- Bauteil-Wöhlerlinie für Normalbeanspruchung ($\sigma_D, N_{D\sigma}, k_\sigma, k_{\sigma II}$)
- Bauteil-Wöhlerlinie für Schubbeanspruchung ($\tau_D, N_{D\tau}, k_\tau, k_{\tau II}$)
- Haigh-Diagramm für Normal- und Schubspannung (M_σ, M_τ)
- Schadensakkumulationshypothese mit Effektiver Miner-Summe (D_m)

In Abbildung 6.1 sind die experimentell ermittelten Material-Wöhlerlinien für Biegung und Torsion einer gering gekerbten Rundprobe aus dem Vergütungsstahl 30CrNiMo8 abgebildet. Ersichtlich ist, dass sowohl der Wöhlerlinienexponent als auch der Knickpunkt der Wöhlerlinie stark von der Beanspruchungsart abhängen. Dadurch entstehen beim Ermüdungsfestigkeitsnachweis erhebliche Schwierigkeiten, denn folgende grundlegende Anforderungen werden meist nicht mehr erfüllt:

1. drehinvariante Ergebnisse
2. Berücksichtigung des zeitlichen Verlaufes der Beanspruchungen
3. korrekte Bewertung der Mittelspannung

6. Mehrachsige Beanspruchung

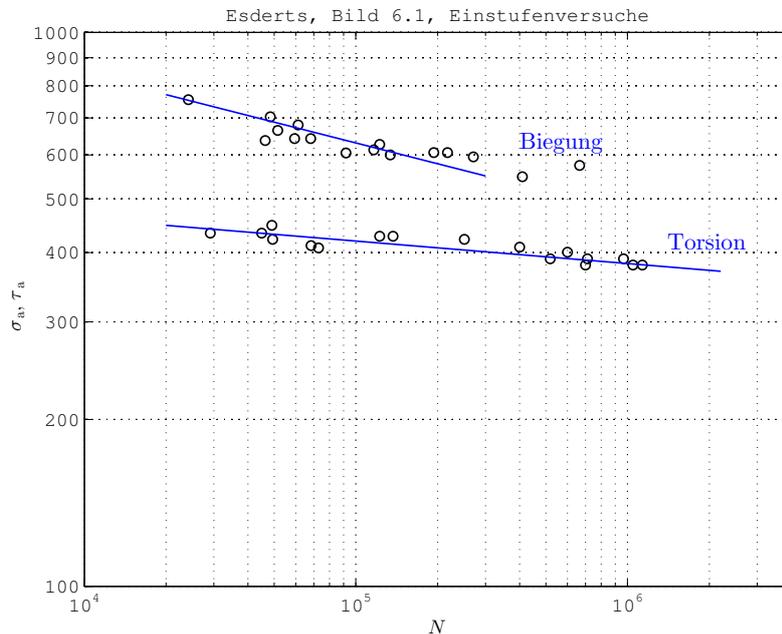


Abbildung 6.1.: Wöhlerlinien für Biegung und Torsion von einem Vergütungsstahl. Die Exponenten sind $k_\sigma = 8.0$ für Biegung und $k_\tau = 24.6$ für Torsion [28]

6.2. Stand der Technik

Die meisten Mehrachsigkeitshypothesen für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis sind ursprünglich für den statischen Festigkeitsnachweis entwickelt worden. Anhand dieser Hypothesen kann aus den einzelnen Komponenten der Beanspruchung eine Vergleichsspannung berechnet werden, die einem ertragbaren Wert gegenübergestellt wird. Neben diesen klassischen Hypothesen wurden weitere Hypothesen vorgeschlagen, die nach Haibach [29] in folgende drei Gruppen eingeteilt werden können:

1. Empirische Hypothesen, die aus den statischen Hypothesen in Abhängigkeit von der Duktilität des Werkstoffes abgeleitet werden.
2. Hypothesen der kritischen Schnittebene (CP), die in allen Richtungen aus den einzelnen Beanspruchungskomponenten und einer definierten Interaktionsformel einen Auslastungsgrad berechnen. Die Schnittebene mit dem grössten Auslastungsgrad ist die gesuchte Ebene.
3. Hypothesen der integralen Anstrengung, bei denen durch ein geeignetes Integral die schädigenden Anteile aller Schnittebenen aufsummiert werden. Für spezielle Fälle ergibt sich die Gestaltsänderungsenergiehypo-

these.

Der Ermüdungsfestigkeitsnachweis von Bauteilen unter mehrachsiger Beanspruchung ist mit allen derzeit vorhandenen Regelwerken und Hypothesen nicht zufriedenstellend lösbar [5]. Viele diese Hypothesen haben grundlegende methodische Schwächen, da diese nicht dreihinvariant sind. Bei Schweißnähten verstärkt sich das Problem, da man gezwungen ist, eine richtungsabhängige Bewertung durchzuführen.

6.3. Anmerkungen zur FKM-Richtlinie

In der FKM-Richtlinie [R15] wird der Vergleichsauslastungsgrad aus den Anteilen der Gestaltänderungsenergiehypothese und der Normalspannungs-Hypothese ermittelt. Probleme bei der Berechnung treten bereits bei einachsiger Beanspruchung auf. So ist zum Beispiel der Schwingfestigkeitsnachweis von einer leicht gekerbten Probe bei reiner Wechselbiegung mittels der FKM-Richtlinie nicht mehr eindeutig, da sich, wie in Abbildung 6.2 dargestellt, in Abhängigkeit des gewählten Koordinatensystems unterschiedliche Auslastungsgrade ergeben.

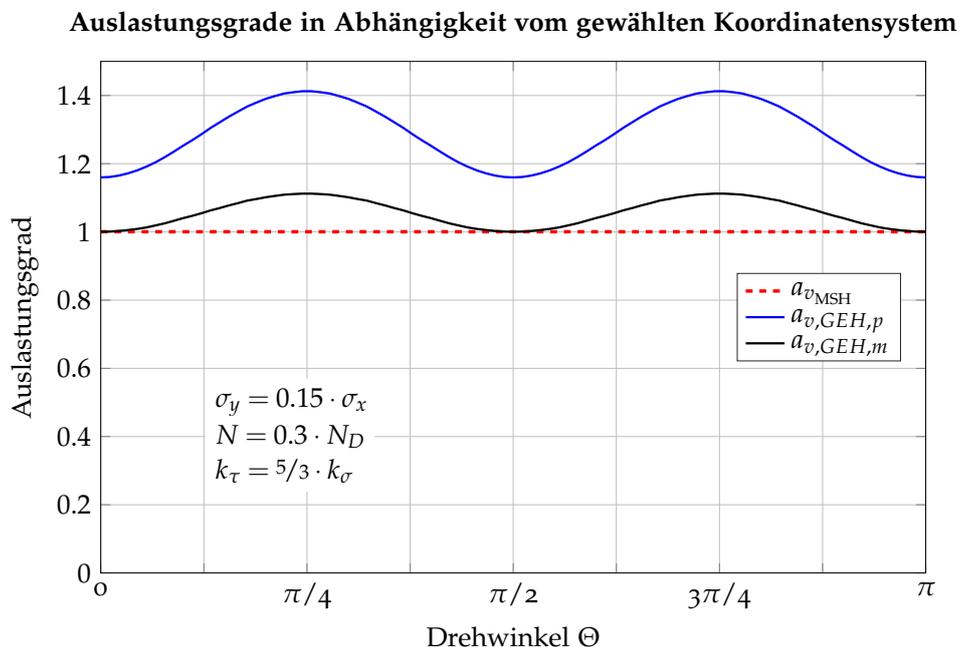


Abbildung 6.2.: Auslastungsgrade infolge reiner Biegung bei gedrehtem Koordinatensystem, mögliche Ergebnisse nach FKM-Richtlinie und Sollwert (Gerade)

6. Mehrachsige Beanspruchung

Tabelle 6.1.: Einzel- und Vergleichsauslastungsgrade bei gedrehtem Koordinatensystem

Drehwinkel Θ	Einzelauslastungsgrad			Vergleichsauslastungsgrad		
	a_{σ_x}	a_{σ_y}	$a_{\tau_{xy}}$	a_{vGEHm}	a_{vGEHp}	a_{vMSH}
0°	1.071	0.161	0.000	1.000	1.161	1.000
30°	0.844	0.388	0.801	1.085	1.353	1.000
45°	0.616	0.616	0.926	1.112	1.412	1.000

Der Index GEH in Abbildung 6.2 und Tabelle 6.1 ist die Abkürzung für die Gestaltänderungsenergiehypothese, der Index p steht für ein positives gemischtes Glied und der Index m für ein negatives gemischtes Glied. Die rote Linie stellt den Soll-Wert dar. Der maximale Fehler bei Anwendung der FKM-Richtlinie beträgt für diesen einfachen Fall bereits über 40 %. Selbst der Auslastungsgrad im Ursprungskordinatensystem ist nicht eindeutig bestimmbar, da die örtliche Beanspruchung am Versagensort auf Grund der Geometrie der Versuchskörper bereits mehrachsig ist ($\sigma_{y'}(t) = 0.15 \cdot \sigma_{x'}(t)$).

Dieses Beispiel zeigt, dass bereits bei einfachen Belastungen viele Hypothesen versagen. Im konkreten Fall entsteht der Fehler bei Anwendung der GEH, da das Verhältnis von Torsionswechselfestigkeit zu Biegegewchselfestigkeit $f_{W\tau}$ nicht für alle Lastwechsel $1/\sqrt{3}$ beträgt. Bei mehrachsiger stochastischer Beanspruchung ist der Festigkeitsnachweis noch komplexer als bei einachsiger Beanspruchung und die Unsicherheiten und Fehler in den Rechenergebnissen nehmen je nach gewählter Hypothese deutlich zu.

In der FKM-Richtlinie wird der Vergleichsauslastungsgrad $a_{BK,v}$ bei proportionaler oder synchroner Beanspruchung aus Anteilen der Normal"-spannungshypothese und der Gestaltänderungshypothese berechnet. In Abhängigkeit vom Schubwechselfestigkeitsfaktor $f_{W\tau}$ wird der Vergleichsauslastungsgrad nach Gleichung 6.1 berechnet.

$$a_{BK,v} = \frac{\sqrt{3} - 1/f_{W\tau}}{\sqrt{3} - 1} \cdot a_{NH} + \left(1 - \frac{\sqrt{3} - 1/f_{W\tau}}{\sqrt{3} - 1}\right) \cdot a_{GEH} \quad (6.1)$$

Für den ebenen Spannungszustand gilt

$$a_{NH} = 0.5 \cdot \left[|a_x + a_y| + \sqrt{(a_x - a_y)^2 + 4a_t^2} \right] \quad (6.2a)$$

$$a_{GEH} = \sqrt{a_x^2 + a_y^2 - a_x \cdot a_y + a_t^2} \quad (6.2b)$$

Im AiF-Vorhaben 16069 N/1 [4] zur Weiterentwicklung der FKM-Richtlinie hinsichtlich des Ermüdungsfestigkeitsnachweises wurden die in den letzten Jahrzehnten erarbeiteten Forschungsergebnisse zur Schwingfestigkeit analysiert. Für nicht geschweisste, stabförmige Bauteile wurde eine neue Näherungslösung vorgeschlagen, die gegenüber der alten Bewertung bei nichtproportionaler Beanspruchung weniger konservativ ist. Der Vergleichsauslastungsgrad $a_{BK,v,SV}$ wird nach Gleichung 6.3 berechnet. Dabei ist a_B der Auslastungsgrad bei Biegung, a_T der Auslastungsgrad bei Torsion und x der Mehrachsigkeitsexponent.

$$a_{BK,v,SV} = (a_B^x + a_T^x)^{\frac{1}{x}} \quad \text{mit } x = 1.5 + \frac{\sqrt{3} - 1/f_{W\tau}}{\sqrt{3} - 1} \quad (6.3)$$

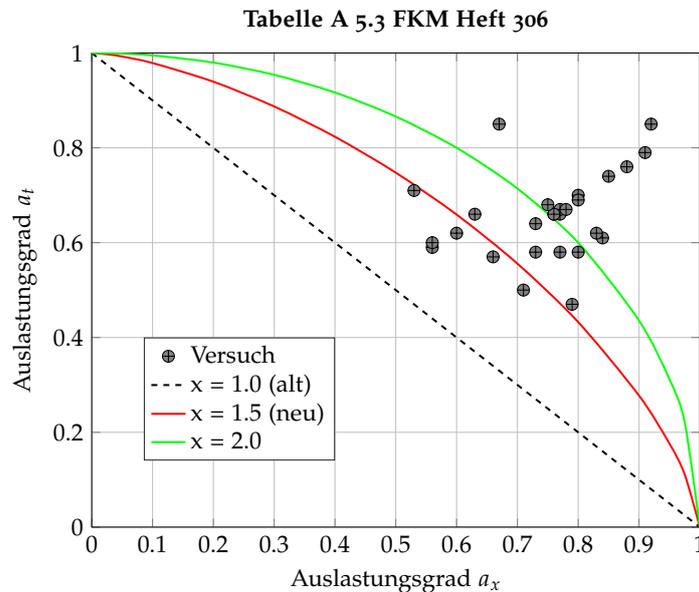


Abbildung 6.3.: Interaktionsdiagramm für duktile Werkstoffe [10]

Die modifizierte Näherungslösung beinhaltet für $x = 1$ den alten Ansatz. Als neue Empfehlung wird für nichtgeschweisste Bauteile ein Mehrachsigkeitsexponent von $x = 1.5$ empfohlen. Dies führt zu einer weniger konservativen Nachweisführung als in der alten FKM-Richtlinie. Zusätzlich wird empfohlen, den Mehrachsigkeitsexponent x in Abhängigkeit vom Schubwechselfestigkeitsfaktor $f_{W\tau}$ zu modifizieren. Die zugrundeliegenden Versuche sowie die berechneten Festigkeiten in Abhängigkeit vom Exponenten x sind in Abbildung 6.3 dargestellt.

6.4. Schnittebenenverfahren

Bei den Schnittebenenverfahren wird der rechnerische Festigkeitsnachweis für jede Ebene getrennt geführt. Der grösste Auslastungsgrad aller Ebenen pro Nachweisstelle ist das gesuchte Ergebnis. Die Anzahl der Ebenen wird meist als frei wählender Parameter vorgegeben, wobei Schrittweiten von 10° bis 15° üblich sind. Die Kombination der einzelnen Beanspruchungen beziehungsweise deren Interaktion hängt von der gewählten Vergleichshypothese ab. Da die Schnittebenenverfahren nach dem Maximum suchen, sind die Resultate zwar drehinvariant, aber vom Ergebnis her meist nicht zufriedenstellend.

Für eine wechselnd wirkende Biegespannung von 100 MPa überlagert mit einer konstanten Torsion von 100 MPa sind die Ergebnisse verschiedener Schnittebenenverfahren in Tabelle 6.2 dargestellt. Die Berechnungen wurden für einen Baustahl S355 mit Hilfe der Software FEMFAT [2] durchgeführt. Erkennbar ist, dass die berechneten Auslastungsgrade stark untereinander streuen.

Tabelle 6.2.: Auslastungsgrade bei Umlaufbiegung überlagert mit konstanter Torsion in Abhängigkeit von der kritischen Schnittebene-Methode für einen Baustahl

Nr.	Methode	a_{BK}
1	FKM-Richtlinie Schnittebene, pos. Vorzeichen gem. Glied	0.87
2	FKM-Richtlinie Schnittebene, neg. Vorzeichen gem. Glied	0.76
3	Normalspannung kritische Schnittebene	0.69
4	Werkstoffcharakteristische Schubspannung	0.61
5	Vergleichspannung kritische Schnittebene	1.44
6	Nokleby-Kriterium kritische Schnittebene	0.97
7	Kritische Komponente kritische Schnittebene	1.20
8	Kritische Komponente reduzierte kritische Schnittebene	1.20
9	Vorzeichenbehafte von Mises Spannung $\text{sign}(\sigma_1)$	1.44
10	Vorzeichenbehafte von Mises Spannung $\text{sign}(\sigma_H)$	1.44
11	Max./Min. Hauptnormalspannung	1.16
12	Modifizierte Vergleichspannung kritische Schnittebene	1.40
13	Skalierte Normalspannung kritische Schnittebene	0.90
14	Massgebende Schnittebene, siehe Kapitel 7	0.70

6.5. Geschweisste Bauteile

Für geschweisste Bauteile gibt es in den Regelwerken mehrere Empfehlungen, die sich nicht gross unterscheiden. Für den Fall einer örtlich mehrachsigen Beanspruchung bei Annahme zeitgleicher Lastumkehrpunkte wird meist eine kerbmechanische Betrachtung basierend auf der örtlich elastischen Beanspruchung durchgeführt. Bei Annahme einer ortsfesten Beanspruchung und der Anwendung der GEH ergibt sich folgende Bedingung:

$$\left(\frac{S_{ax}}{S_{Ax}}\right)^2 + \left(\frac{S_{ay}}{S_{Ay}}\right)^2 \pm f(\Phi) \left(\frac{S_{ax}}{S_{Ax}}\right) \cdot \left(\frac{S_{ay}}{S_{Ay}}\right) + \left(\frac{T_a}{T_A}\right)^2 \leq 1 \quad (6.4)$$

Die Werte im Zähler sind die grössten auftretenden Spannungsamplituden der Einzelkomponenten. Die Werte im Nenner stehen für die ertragbaren Kollektivhöchstwerte der Einzelkomponenten. Diese Gleichung ist in mehreren Regelwerken verankert und unterscheidet sich nur geringfügig durch den Term $\pm f(\Phi)$, der meist zwischen -1 und 1 liegt. Da die einzelnen Brüche nichts anderes als Auslastungsgrade sind, wird Gleichung 6.4 oft auch in folgender Form angegeben:

$$\sqrt{a_{\sigma,x}^2 + a_{\sigma,y}^2 \pm f(\Phi) a_{\sigma,x} \cdot a_{\sigma,y} + a_{\tau}^2} \leq 1 \quad (6.5)$$

Im Eurocode 3 sowie in den IIW-Empfehlungen werden nicht zwei Normalspannungskomponenten, sondern nur eine als wirksam betrachtet. Diese Annahme geht von fiktiven oder bereits vorhandenen Rissen im Bauteil aus. Nennspannungen parallel zu den Rissen werden daher als nicht schädigend angesehen. Die Mehrachsigkeitshypothese reduziert sich bei diesen Regelwerken zu:

$$\left(\frac{S_{ax}}{S_{Ax}}\right)^m + \left(\frac{\tau_a}{\tau_A}\right)^n \leq CV \quad (6.6)$$

Der Faktor CV berücksichtigt den zeitlichen Verlauf der einzelnen Beanspruchungskomponenten und ist 1 bei proportionalen und 0.5 bei nicht proportionalen Beanspruchungen. Die Exponenten m und n sind in Anlehnung an die Gough-Pollard Gleichung die beanspruchungsabhängigen Wöhlerlinienexponenten oder in Anlehnung an die GEH gleich 2 . Mit diesem Ansatz können die Beanspruchungen nicht richtig erfasst werden. Daher wird von der Anwendung dieser Gleichung abgeraten.

6. Mehrachsige Beanspruchung

In Abbildung 6.4 ist ein Rohr mit einem eingeschweissten Deckel abgebildet. Die Schweissnaht wird als Sondergüte gefertigt. Die Nähte werden nachträglich verschliffen und gehämmert, so dass die Kerbfaktoren für alle Beanspruchungskomponenten gegen eins gehen. Durch die Schweissnaht muss die Auswertung normal und längs zur Schweissnaht geführt werden. Die Beanspruchungen, eine wechselnd wirkende Biegespannung von 100 MPa überlagert mit einer konstanten Torsion von 100 MPa, sind von der Häufigkeit so gewählt, dass an jeder Stelle ein Auslastungsgrad von 1.0 vorliegt.

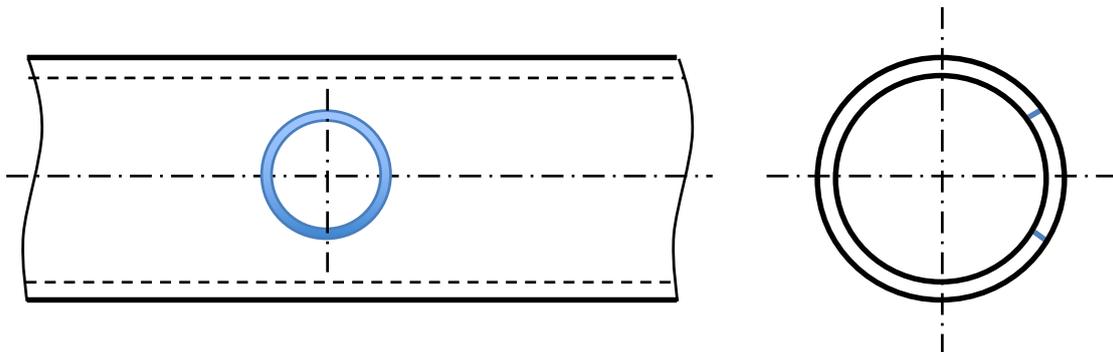
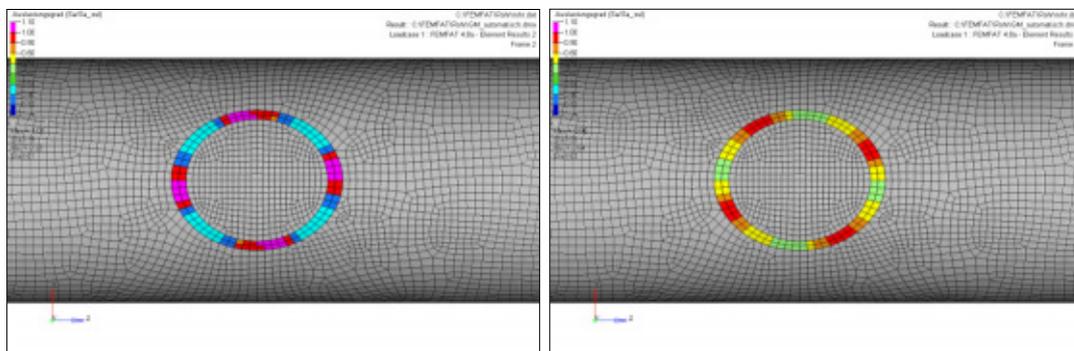


Abbildung 6.4.: Rohr aus S355 mit eingeschweisstem Deckel gleicher Dicke, Schweissnaht als Sondergüte ausgeführt



(a) British Standard

(b) DVS 1608

Abbildung 6.5.: Auslastungsgrad einer Schweissnaht, Rohr mit eingeschweisstem Deckel, Sondergüte, der Auslastungsgrad sollte 1.0 sein.

Die berechneten Auslastungsgrade für die Methoden DVS1608 und British Standard sind in Abbildung 6.5 dargestellt. Aus den Bildern ist erkennbar, dass die Ergebnisse in Abhängigkeit vom Ort stark streuen. Die Auslastungsgrade werden bis zu einem Faktor zwei unterschätzt. Die Verfahren sind daher für einen Leichtbau nicht geeignet.

7. Neue Mehrachsigkeitshypothese

7.1. Ziel und Anwendungsbereich

Ziel der neuen Vergleichsspannungshypothese ist, für alle Arten von Beanspruchungs-Zeit-Verläufen in Kombination mit vorhandenen Werkstoffkennwerten eine Verbesserung des Betriebsfestigkeitsnachweises zu erreichen. Dabei sollte die Hypothese drehinvariant bezüglich des Beanspruchungszustandes sein und für alle Arten von Beanspruchungen zumindest tendenziell eine richtige Lösung liefern. Eine Klassifizierung der Beanspruchungs-Zeit-Verläufe in proportionale und nicht proportionale Beanspruchungen sowie deren Untergruppen ist nur für die Validierung der Hypothese erforderlich.

Der Anwendungsbereich einer jeden Hypothese muss eindeutig definiert sein. Beim Ermüdungsfestigkeitsnachweis muss zwischen spannungs- und dehnungskontrollierten Werkstoffverhalten unterschieden werden. Da im Schienenfahrzeugbau die Belastungen generell sehr hohe Lastspielzahlen aufweisen und die maximalen Amplituden nur knapp über der Dauerfestigkeit liegen, kann fast immer von einem linear elastischen Werkstoffverhalten ausgegangen werden. Ein typisches Bauteil ist der Radsatz, bei dem durch Umlaufbiegung im Betriebseinsatz in etwa 10^9 Lastspiele erreicht werden. Die Kollektive am Fahrwerkrahmen sehen der Form nach ähnlich aus.

Aus diesem Grund wurde der Anwendungsbereich der neuen Mehrachsigkeitshypothese für folgende Voraussetzungen erarbeitet und validiert:

- Ausgangsort des Schadens ist die Bauteiloberfläche
- ebener Spannungszustand
- linear-elastisches Werkstoffverhalten
- mindestens 10^4 Lastwechsel
- Grundwerkstoff mit isotropem Werkstoffverhalten
- Schweißnähte mit quasi anisotropem Werkstoffverhalten
- keine direkte Berücksichtigung der Makrostützwirkung

Der Ermüdungsfestigkeitsnachweis wird ausschliesslich mit lokalen Beanspruchungs-Zeit-Verläufen geführt. Wichtig ist, dass diese in einem beliebigen, aber ortsfesten Koordinatensystem vorliegen. Für die Berechnung werden, wie in

7. Neue Mehrachsigkeitshypothese

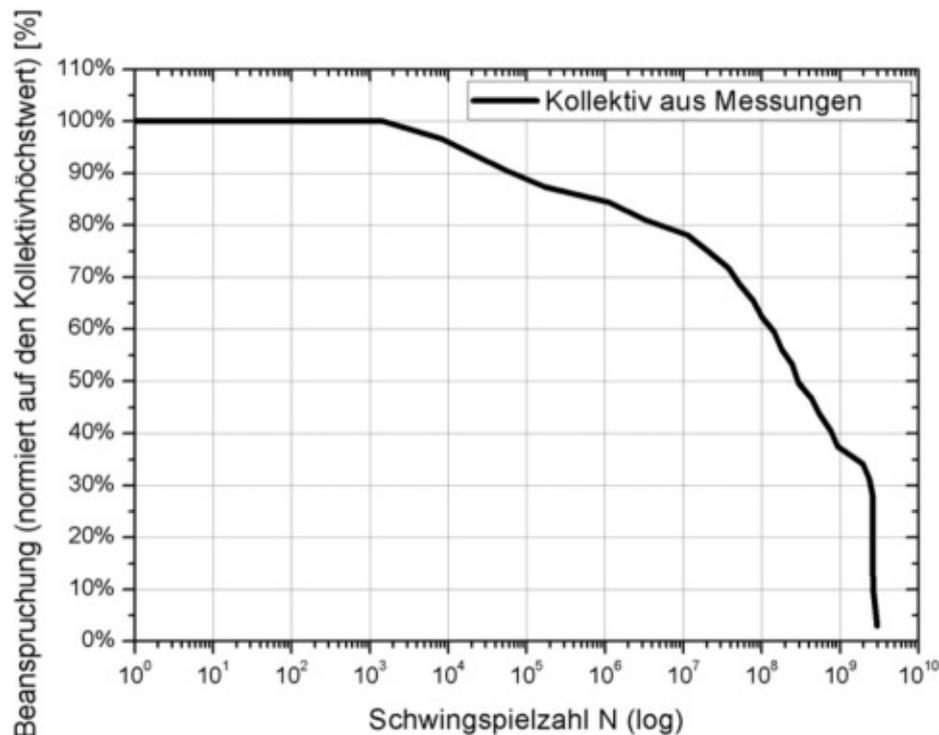


Abbildung 7.1.: Radsatzkollektiv bei Biegung aus EBFW II [30]

Kapitel 6 beschrieben, beanspruchungsabhängige Werkstoff-Kenngrößen benötigt. Diese können entweder experimentell ermittelt oder, falls vorhanden, gängigen Regelwerken wie z.B. der FKM-Richtlinie [15] entnommen werden. Folgende Daten müssen für die Berechnung vorliegen.

- Wöhlerlinie bei Zug- oder Biegebeanspruchung: σ_D , k_σ und N_{D_σ}
- Wöhlerlinie bei Schubbeanspruchung: τ_D , k_τ und N_{D_τ}
- Mittelspannungsempfindlichkeiten: M_σ und M_τ

Die folgenden Kapiteln stellen nun die neue Mehrachsigkeitshypothese, die „Hypothese der Massgebenden Schnittebene“, vor. Die Validierung dieser neuen Hypothese für mehrachsige, proportionale und nicht proportionale Beanspruchungen basiert neben theoretischen Bewertungen und Untersuchungen auf Stabilität vor allem auf Versuchsdaten der TU-Clausthal [28, 31–34].

Wie bereits erwähnt sind die Ergebnisse beim Ermüdungsfestigkeitsnachweis bereits bei einachsiger Beanspruchung stark von der gewählten Schadensakkumulationshypothese und von der Kollektivform abhängig. Dieser Umstand muss bei der Bewertung des Verfahrens zusätzlich beachtet werden.

7.2. Hypothese der Massgebenden Schnittebene

7.2.1. Modularer Aufbau

Bei der Vergleichsspannungshypothese der Massgebenden Schnittebene (MSH) wird gegenüber derzeit gängigen Ansätzen, die auf Schnittebenen-Verfahren oder integralen Anstrengungen basieren, aus dem zeitlichen Verlauf der lokalen Beanspruchung die „Massgebende Schnittebene“ beziehungsweise das massgebende Koordinatensystem bestimmt. In dieser Schnittebene werden Einzelauslastungsgrade mittels einer frei wählbaren Schadensakkumulationshypothese berechnet, mit denen in Kombination mit einem Interaktionsparameter die schädigungsäquivalente Vergleichsspannungsamplitude bestimmt werden kann. Mit der Vergleichsspannungsamplitude und der vorzeichenbehafteten Vergleichsmittelspannung wird dann der Auslastungsgrad berechnet.

Mit der neuen Hypothese können sowohl geschweisste als auch nicht geschweisste Bauteile bewertet werden. Bei geschweissten Bauteilen sollten die Beanspruchungen in Form von Kerbspannungen vorliegen. Dabei besteht die Möglichkeit, Strukturspannungen in Kerbspannungen mittels Übertragungsfaktoren umzurechnen.

Der Vorteil am neuen Algorithmus besteht vor allem darin, dass sowohl die Bauteil-Wöhlerlinie als auch die vorzeichenbehaftete Vergleichsmittelspannung drehinvariant bestimmt werden. Da die hier beschriebene Mehrachsigkeitshypothese modular aufgebaut ist, ergeben sich auch Lösungsansätze für einfachere Beanspruchungszustände. Weiters kann die Hypothese in Teilbereiche zerlegt werden, die in sich geschlossen sind.

Folgende Kenndaten können dadurch bestimmt werden:

- Massgebende Schnittebene
- schädigungsäquivalente Vergleichsspannungsamplitude
- vorzeichenbehaftete Vergleichsmittelspannung
- Bauteil-Wöhlerlinie

In den Abbildungen 7.4 und 7.3 ist das Flussdiagramm der Berechnung des Vergleichsauslastungsgrades nach der Massgebenden Schnittebene dargestellt. Dem gegenüber wird in Abbildung 7.2 der derzeit übliche Ablauf des Ermüdungsfestigkeitsnachweises abgebildet.

Die berechneten Auslastungsgrade nach Abbildung 7.2 sind abhängig vom gewählten Koordinatensystem des Nachweispunktes. Der Nachweis kann konservativer Weise auch als Schnittebenenverfahren umgesetzt werden.

7. Neue Mehrachsigkeitshypothese

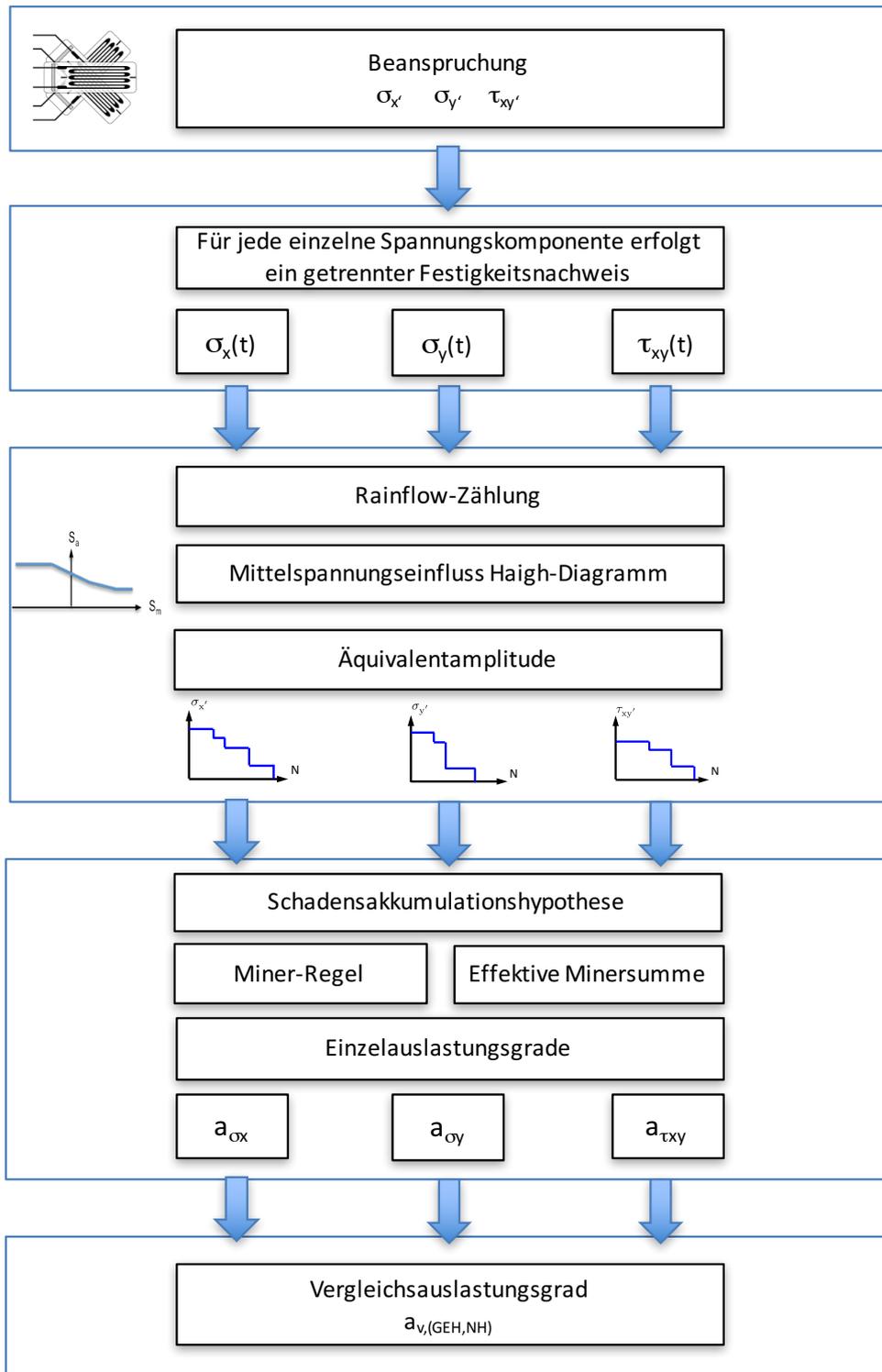


Abbildung 7.2.: Flussdiagramm: Vergleichsauslastungsgrad nach FKM-Richtlinie

7.2. Hypothese der Massgebenden Schnittebene

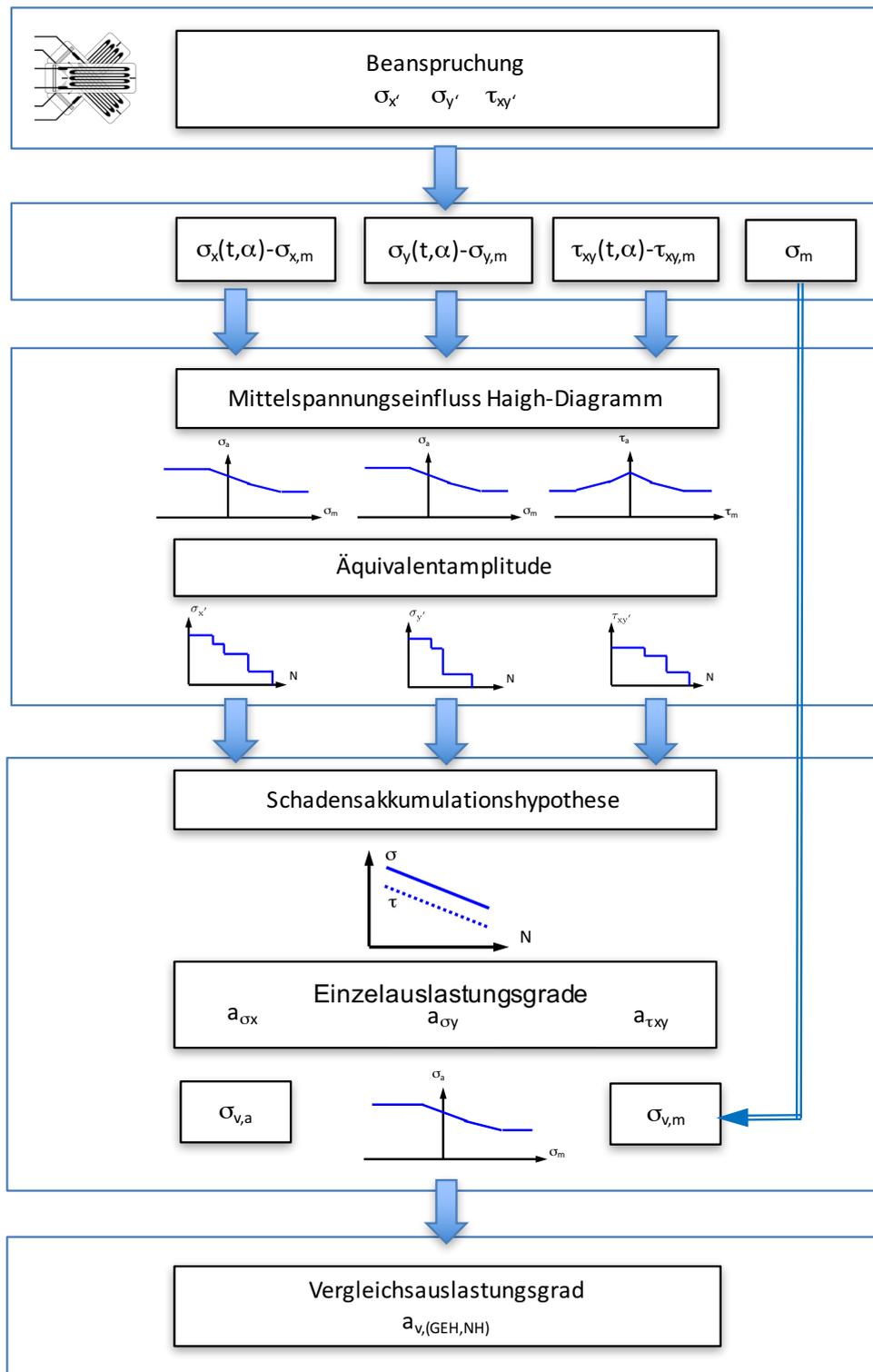


Abbildung 7.3.: Flussdiagramm 1 zur Berechnung des Vergleichsauslastungsgrades basierend auf der Vergleichsspannungshypothese der Massgebenden Schnittebene (MSH)

7. Neue Mehrachsigkeitshypothese

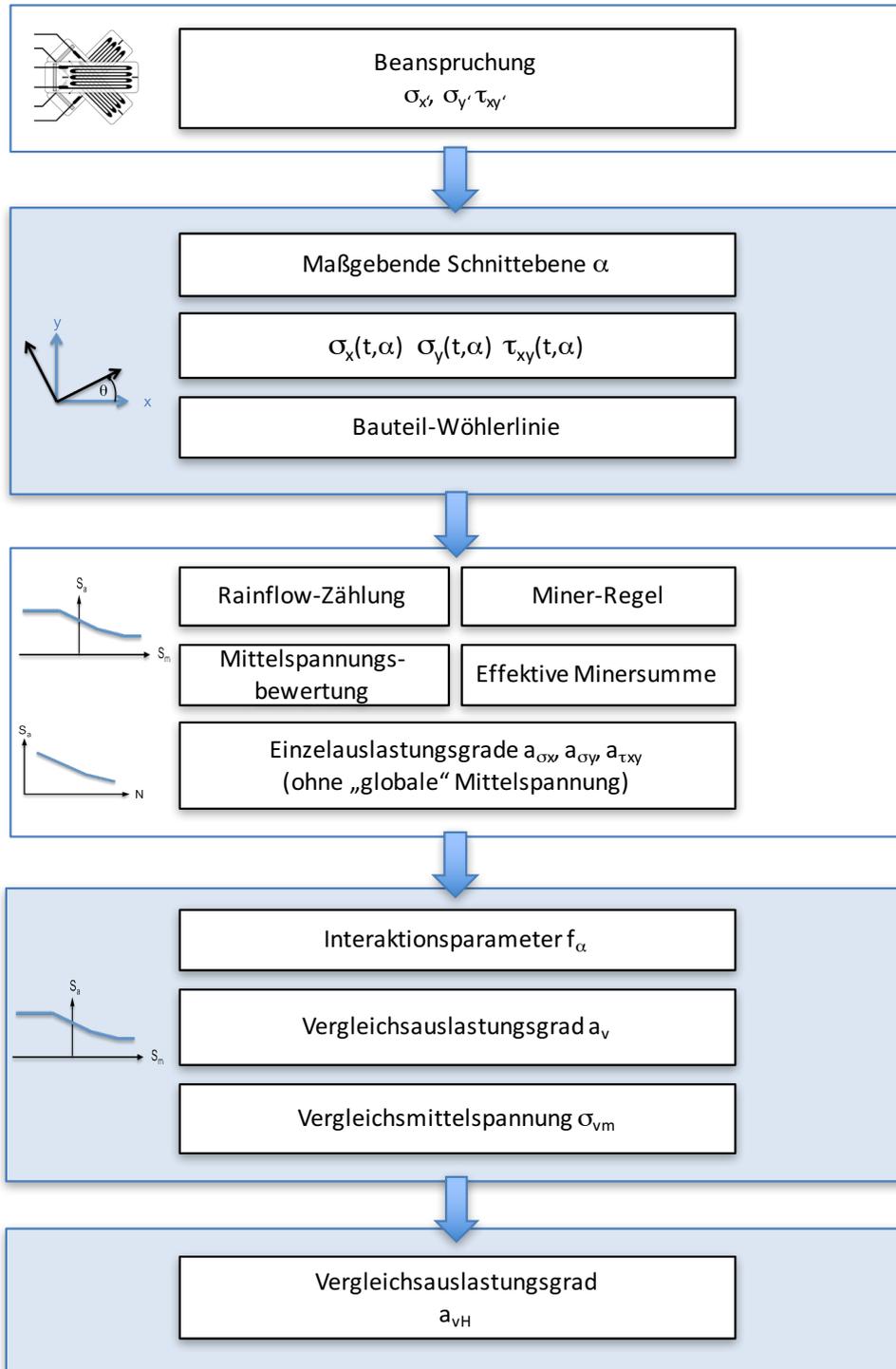


Abbildung 7.4.: Flussdiagramm 2 zur Berechnung des Vergleichsauslastungsgrades basierend auf der Vergleichsspannungshypothese der Maßgebenden Schnittebene (MSH)

7.2.2. Lokale Beanspruchungen

Ausgangsbasis für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis sind die lokalen Beanspruchungen im orthogonalen Ursprungskordinatensystem x',y' auf der Bauteiloberfläche. Die Achse z' steht normal auf die Oberfläche und zeigt nach aussen.

Dieses prinzipiell frei wählbare Ursprungskordinatensystem ist meist durch die Orientierung der DMS bei Messungen oder durch das Elementkoordinatensystem bei FE-Berechnungen vorgegeben. Die in diesem Koordinatensystem ermittelten Spannungen können mittels der Gleichungen für den Mohr'schen Spannungskreis (7.1) in jedes andere beliebige Koordinatensystem transformiert werden. Dabei ist Θ jener Winkel, um den das Ursprungskordinatensystem um die z' -Achse gedreht wird.

Die Spannungen im gedrehten Koordinatensystem sind:

$$\sigma_x(t, \Theta) = \frac{\sigma_{x'}(t) + \sigma_{y'}(t)}{2} + \frac{\sigma_{x'}(t) - \sigma_{y'}(t)}{2} \cos [2\Theta] + \tau_{xy'}(t) \sin [2\Theta] \quad (7.1a)$$

$$\sigma_y(t, \Theta) = \frac{\sigma_{x'}(t) + \sigma_{y'}(t)}{2} - \frac{\sigma_{x'}(t) - \sigma_{y'}(t)}{2} \cos [2\Theta] - \tau_{xy'}(t) \sin [2\Theta] \quad (7.1b)$$

$$\tau_{xy}(t, \Theta) = \tau_{xy'}(t) \cos [2\Theta] - \frac{\sigma_{x'}(t) - \sigma_{y'}(t)}{2} \sin [2\Theta] \quad (7.1c)$$

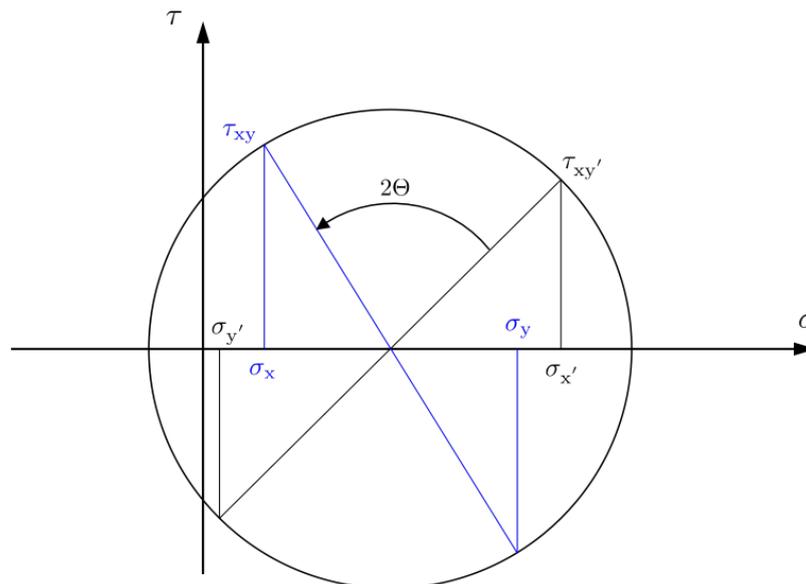


Abbildung 7.5.: Mohr'scher Spannungskreis

7.2.3. Massgebende Schnittebene

Die Ermittlung der massgebenden Schnittebene erfolgt mit den um die z' Achse gedrehten Beanspruchungs-Zeit-Verläufen, wobei der zeitliche Verlauf der einzelnen Beanspruchungskomponenten und deren Interaktion berücksichtigt werden. Der Berechnungsablauf besteht aus folgenden Schritten:

- a.) Berechnungsstart erfolgt im Ursprungskordinatensystem ($\Delta\Theta = 0^\circ$)
- b.) Berechnung der globalen Mittelspannung und der maximalen Beanspruchungsamplitude der richtungsabhängigen Komponenten
- c.) Reduzierung der Beanspruchungs-Zeit-Verläufe um die globale Mittelspannung
- d.) Berechnung der Kenngrößen $B_o(\Theta)$ und $B_u(\Theta)$
- e.) Berechnung der Mehrachsigeitskenngrösse $M_{KS}(\Theta)$
- f.) Drehung des Koordinatensystems um $\Delta\Theta = 1^\circ$
- g.) Wiederholung die Schritte b bis f für $\Theta = 0 \dots \pi$
- h.) Ermittlung der „Massgebenden Schnittebene“ α aus $M_{KS}(\Theta)$

Anmerkung ad b: Die globale Mittelspannung der richtungsabhängigen Beanspruchungskomponenten wird aus den maximalen und minimalen Beanspruchungs-Zeit-Verläufen folgendermassen berechnet:

$$\sigma_{x,m}(\Theta) = \frac{\max[\sigma_x(t, \Theta)] + \min[\sigma_x(t, \Theta)]}{2} \quad (7.2a)$$

$$\sigma_{y,m}(\Theta) = \frac{\max[\sigma_y(t, \Theta)] + \min[\sigma_y(t, \Theta)]}{2} \quad (7.2b)$$

$$\tau_{xy,m}(\Theta) = \frac{\max[\tau_{xy}(t, \Theta)] + \min[\tau_{xy}(t, \Theta)]}{2} \quad (7.2c)$$

Die maximalen Beanspruchungsamplituden in der Schnittebene Θ sind:

$$\sigma_{x,a}(\Theta) = \frac{\max[\sigma_x(t, \Theta)] - \min[\sigma_x(t, \Theta)]}{2} \quad (7.3a)$$

$$\sigma_{y,a}(\Theta) = \frac{\max[\sigma_y(t, \Theta)] - \min[\sigma_y(t, \Theta)]}{2} \quad (7.3b)$$

$$\tau_{xy,a}(\Theta) = \frac{\max[\tau_{xy}(t, \Theta)] - \min[\tau_{xy}(t, \Theta)]}{2} \quad (7.3c)$$

Anmerkung ad c: Die Beanspruchungs-Zeit-Verläufe der Normalspannungskomponenten ohne globale Mittelspannung sind:

$$\sigma_{x_N}(t, \Theta) = \sigma_x(t, \Theta) - \sigma_{x,m}(\Theta) \quad (7.4a)$$

$$\sigma_{y_N}(t, \Theta) = \sigma_y(t, \Theta) - \sigma_{y,m}(\Theta) \quad (7.4b)$$

Anmerkung ad d: Mit $\sigma_{x_N}(t, \Theta)$ und $\sigma_{y_N}(t, \Theta)$ kann zu jedem Zeitpunkt die Kenngrösse $B_i(t, \Theta)$ berechnet werden. Diese berücksichtigt die Interaktion aus dem zeitlichen Verlauf der Beanspruchungskomponenten, wobei $B_o(\Theta)$ das Maximum und $B_u(\Theta)$ das Minimum aller berechneten $B_i(t, \Theta)$ ist.

$$\begin{aligned} B_i(t, \Theta) &= \text{sign}[\sigma_{x_N}(t, \Theta) \cdot \sigma_{y_N}(t, \Theta)] \cdot \sqrt{|\sigma_{x_N}(t, \Theta) \cdot \sigma_{y_N}(t, \Theta)|} \\ B_o(\Theta) &= \max [B_i(t, \Theta)] \\ B_u(\Theta) &= \min [B_i(t, \Theta)] \end{aligned} \quad (7.5)$$

Anmerkung ad e: Die Mehrachsigenkenngrösse $M_{KS}(\Theta)$ wird aus den Werten $B_o(\Theta)$ und $B_u(\Theta)$ sowie aus den maximalen Amplituden $\sigma_{x,a}(\Theta)$ und $\sigma_{y,a}(\Theta)$ berechnet. Die Herleitung von $M_{KS}(\Theta)$ basiert auf normierten Beanspruchungen. Das bedeutet, dass die Normalspannungsamplituden der einzelnen Beanspruchungskomponenten in x- und y-Richtung gleich gross sein müssen ($\sigma_{x,a} = \sigma_{y,a}$). Der Korrekturfaktor u berücksichtigt das reale Verhältnis der Beanspruchungen zueinander.

$$\text{Mit } u(\Theta) = \frac{\min[\sigma_{x,a}(\Theta), \sigma_{y,a}(\Theta)]}{\max[\sigma_{x,a}(\Theta), \sigma_{y,a}(\Theta)]}$$

$$\text{folgt } M_{KS}(\Theta) = \sqrt{\frac{2(B_o(\Theta)^2 + B_u(\Theta)^2)}{\sigma_{x,a}^2(\Theta) + \sigma_{y,a}^2(\Theta)} \cdot \frac{u^2(\Theta) + 1}{2u(\Theta)}} - 1 \quad (7.6)$$

Die Formel (7.6) lässt sich vereinfachen zu:

$$M_{KS}(\Theta) = \sqrt{\frac{B_o(\Theta)^2 + B_u(\Theta)^2}{\sigma_{x,a}(\Theta) \cdot \sigma_{y,a}(\Theta)}} - 1 \quad (7.7)$$

7.2.4. Kenngrössen zur Berechnung der Bauteilwöhlerlinie

Eine drehinvariante Bewertung der lokalen Beanspruchungsverläufe ist erforderlich, um eine Interpolation zwischen Schub- und Normalspannungswöhlerlinie zu ermöglichen. Wenn der Ermüdungsfestigkeitsnachweis auf kurzen, repräsentativen Zeitabschnitten basiert, ist es ausreichend, die für die Interpolation erforderlichen Kenngrösse aus den maximalen Hauptnormalspannungen herzuleiten. Eine Bewertung mit schädigungsäquivalenten Amplituden wäre aber ebenso möglich.

Neben der Kenngrösse K_{WL} für die Berechnung der Bauteil-Wöhlerlinie können mit der Kenngrösse $K_{W\tau}$ Schubwechselfestigkeitsfaktoren, die von $1/\sqrt{3}$ abweichen, im Festigkeitsnachweis berücksichtigt werden. Die Berechnung dieser Kenngrössen basiert auf den Beanspruchungs-Zeit-Verläufen in der massgebenden Schnittebene ohne globale Mittelspannung.

$$\sigma_{xN}(t) = \sigma_x(t, \alpha) - \sigma_{x,m}(\alpha) \quad (7.8a)$$

$$\sigma_{yN}(t) = \sigma_y(t, \alpha) - \sigma_{y,m}(\alpha) \quad (7.8b)$$

$$\tau_{xyN}(t) = \tau_{xy}(t, \alpha) - \tau_{xy,m}(\alpha) \quad (7.8c)$$

Die grösste Hauptnormalspannung im Betrag und die grösste Schubspannung der Beanspruchungs-Zeit-Verläufe ohne globale Mittelspannung sind:

$$\sigma_{\max N} = \max \left[\frac{|\sigma_{xN}(t) + \sigma_{yN}(t)|}{2} + \sqrt{\frac{(\sigma_{xN}(t) - \sigma_{yN}(t))^2}{4} + \tau_{xyN}^2(t)} \right] \quad (7.9a)$$

$$\tau_{\max N} = \max \left[\sqrt{\frac{(\sigma_{xN}(t) - \sigma_{yN}(t))^2}{4} + \tau_{xyN}^2(t)} \right] \quad (7.9b)$$

Zu beachten ist, dass die im Betrag grösste Hauptnormalspannung und die grösste Schubspannung im Allgemeinen nicht zur selben Zeit auftreten. Da dies aber von der Phasenlage der einzelnen Spannungskomponenten abhängig ist, lassen sich aus $\sigma_{\max N}$ und $\tau_{\max N}$ die Kenngrössen für die Interpolation ableiten. In Abbildung 7.7 ist ersichtlich, dass für die Kenngrösse $K_{W\tau}$ ein linearer Verlauf von der Normal- zur Schubbeanspruchung gewählt wurde.

$$K_{W\tau} = \begin{cases} +1 & \text{für } \sigma_{\max N} \geq 2\tau_{\max N} \\ \left(1 - \frac{1}{\sqrt{3}f_{W\tau}}\right) \frac{\sigma_{\max N} - \tau_{\max N}}{\tau_{\max N}} + \frac{1}{\sqrt{3}f_{W\tau}} & \text{sonst} \end{cases} \quad (7.10)$$

7. Neue Mehrachsigkeitshypothese

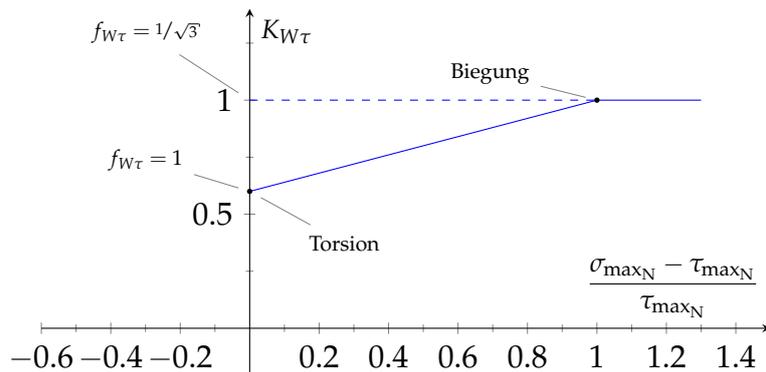


Abbildung 7.7.: Linearer Verlauf der Kenngröße $K_{W\tau}$ zwischen Biegung und Torsion in Abhängigkeit von $f_{W\tau}$

Die Bauteil-Wöhlerlinie wird durch Interpolation zwischen den Wöhlerlinien für reine Normal- und reine Schubbeanspruchung mittels der Kenngröße K_{WL} berechnet. Das betrifft sowohl den Neigungsexponenten k_B als auch den Stützpunkt der Bauteil-Wöhlerlinie (σ_{avN}, N_{DB}).

$$K_{WL} = \begin{cases} 1 & \text{für } \sigma_{\max N} \geq 2\tau_{\max N} \\ \left(\frac{\sigma_{\max N} - \tau_{\max N}}{\tau_{\max N}} \right)^b & \text{sonst} \end{cases} \quad (7.11)$$

Bei reiner Schubbeanspruchung wird K_{WL} null. Bei reiner Normalbeanspruchung wird K_{WL} eins. Zwischen diesen idealen Beanspruchungszuständen wird vorzugsweise linear interpoliert ($b = 1$). Eine Interpolation mit einer Kurve höherer Ordnung wurde untersucht, bringt jedoch laut den vorliegenden Versuchen der TU-Clausthal [28, 32] keine nennenswerten Vorteile.

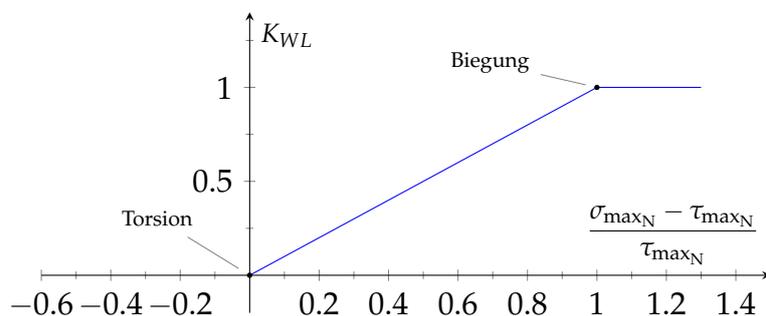


Abbildung 7.8.: Kenngröße K_{WL} für $b = 1$

7.2.5. Vorzeichenbehaftete Vergleichsmittelspannung

Die vorzeichenbehaftete Vergleichsmittelspannung σ_{vm} wird aus der globalen Mittelspannung berechnet und berücksichtigt zusätzlich die Interaktion zwischen den einzelnen Beanspruchungskomponenten. Mit den Komponenten $\sigma_{x,m}$, $\sigma_{y,m}$ und $\tau_{xy,m}$ werden die Kenngrössen σ_{mM} , σ_{mR} , σ_{m1} und σ_{m2} in Anlehnung an den Mohr'schen Spannungskreis bestimmt.

$$\sigma_{mR} = \sqrt{\left(\frac{\sigma_{x,m} - \sigma_{y,m}}{2}\right)^2 + \tau_{xy,m}^2} \quad (7.12a)$$

$$\sigma_{mM} = \frac{\sigma_{x,m} + \sigma_{y,m}}{2} \quad (7.12b)$$

$$\sigma_{m1} = \sigma_{mM} + \sigma_{mR} \quad (7.12c)$$

$$\sigma_{m2} = \sigma_{mM} - \sigma_{mR} \quad (7.12d)$$

Mit Hilfe der Kenngrösse K_{m1} wird zwischen reiner Schub- und reiner Normalbeanspruchung interpoliert. Bei reiner Schubbeanspruchung wird K_{m1} null und bei reiner Normalbeanspruchung wird K_{m1} eins. Dazwischen gibt es einen linearen Verlauf zwischen Schub- und Normalbeanspruchung.

$$K_{m1} = \begin{cases} \frac{|\sigma_{m1} + \sigma_{m2}|}{\sigma_{m1} - \sigma_{m2}} & \text{für } \sigma_{m1} > 0 \text{ und } \sigma_{m2} < 0 \\ 1 & \text{sonst} \end{cases} \quad (7.13)$$

Die maximale Vergleichsmittelspannung $\sigma_{m_{max}}$ wird ohne Berücksichtigung der Interaktion der Beanspruchungen berechnet.

$$\sigma_{m_{max}} = \begin{cases} \sigma_{m1} & \text{für } \sigma_{mM} \geq 0 \\ \sigma_{m2} & \text{für } \sigma_{m1} < 0 \\ 2\sigma_{m1} + \sigma_{m2} & \text{sonst} \end{cases} \quad (7.14)$$

Bei einer einachsigen, wechselnden oder schwellenden Beanspruchung ist die maximale Vergleichsmittelspannung $\sigma_{m_{max}}$ die gesuchte Vergleichsmittelspannung. Bei einer wechselnden Biegebeanspruchung überlagert mit einer konstanten Schubbeanspruchung ist aber diese Mittelspannung zu gross.

7. Neue Mehrachsigkeitshypothese

Daher wird die Vergleichsmittelspannung $\sigma_{m_{\max}}$ in Abhängigkeit von der Beanspruchungsart durch die Einführung des Interaktionsparameters K_{Int} und dem werkstoffabhängigen Faktor D_{Int} korrigiert.

$$K_{Int} = \frac{K_{WL} + 1}{K_{m_1} + 1} \quad (7.15)$$

Der Faktor D_{Int} reduziert, wenn erforderlich, die maximale Vergleichsmittelspannung, wobei D_{Int} zwischen 1 und 0 liegen muss. Bei 1 kommt es zu keiner Abminderung der berechneten maximalen Mittelspannung. Bei 0 kommt es zu einer grossen Abminderung. Aus den Versuchsdaten der TU-Clausthal [28, 32] wurde der Wert $D_{Int} = 0.12$ bestimmt. Die Grösse D_{Int} kann bruchmechanisch begründet werden. Das Risswachstum bei wechselnder Torsion unter Druckmittelspannung kann aufgrund risschliessender Effekte nicht so gross sein wie unter Zugmittelspannung. Dagegen hat eine konstante Torsion bei wechselnder Zug-Druckbelastung einen geringeren Einfluss auf das Risschliessen als ein konstanter Zug. Der Faktor K_{m_2} berücksichtigt diese Effekte.

$$K_{m_2} = \begin{cases} 2 + K_{Int}(D_{Int} - 1) - D_{Int} & \text{für } K_{Int} \geq 1 \\ K_{Int} & \text{sonst} \end{cases} \quad (7.16)$$

Aus der maximalen Vergleichsmittelspannung $\sigma_{m_{\max}}$ und den oben hergeleiteten Faktoren für die Berücksichtigung der Interaktion von den Beanspruchungskomponenten folgt die effektiv wirksame, vorzeichenbehaftete Vergleichsmittelspannung σ_{vm} .

$$\sigma_{vm} = \sigma_{m_{\max}} \frac{K_{m_2} K_{W\tau}}{K_{m_1} \left(1 - \frac{1}{\sqrt{3}}\right) + \frac{1}{\sqrt{3}}} \quad (7.17)$$

In Abbildung 7.9 ist der Verlauf der Vergleichsmittelspannung σ_{vm} dargestellt. Bei reinem Zug ist σ_{vm} die maximale Hauptnormalspannung σ_{m_1} . Bei reiner Torsion ist die maximale Vergleichsmittelspannung die grösste Hauptnormalspannung. Bei reinem Druck ist die Vergleichsmittelspannung die minimale Hauptnormalspannung σ_{m_2} . Dazwischen gibt es die Stelle, bei der keine Vergleichsmittelspannung wirkt, da der negative Effekt der Torsion durch den positiven Effekt des Druckes kompensiert wird. In Tabelle 7.1 sind für ausgewählte Beanspruchungszustände die Vergleichsmittelspannungen angegeben. Die Verläufe bei reiner wechselnder Torsion oder Biegung sind in den Abbildungen 7.10, 7.11, 7.12 und 7.13 ersichtlich.

7.2. Hypothese der Massgebenden Schnittebene

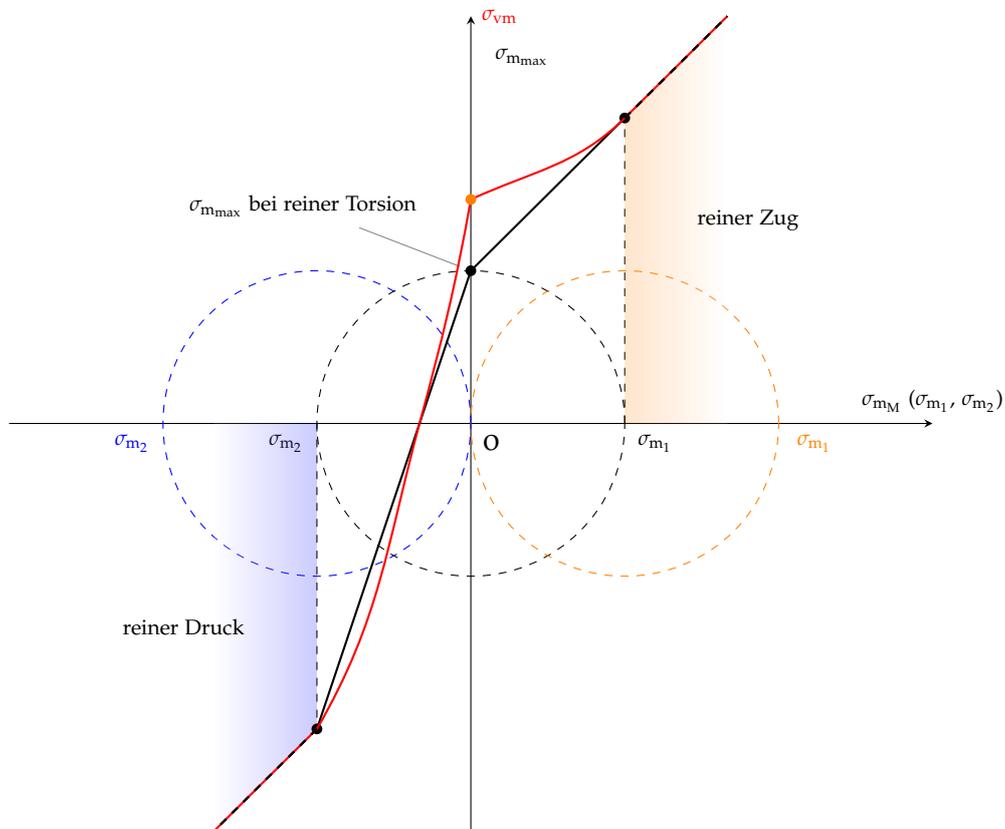


Abbildung 7.9.: Exemplarischer Verlauf der Kenngrößen σ_{mmax} und σ_{vm} für den Fall $K_{m2} = 1.0$. Die Kenngrößen sind über σ_{mM} aufgetragen.

Tabelle 7.1.: Vergleichsmittelspannung bei ausgewählten Zuständen

Art der Beanspruchung		Vergleichsmittelspannung
Amplitude	Mittelspannung	σ_{vm}
σ_a	σ_m	σ_{mmax}
τ_a	τ_m	$\frac{\sigma_{mmax}}{f_{W\tau}}$
σ_a	τ_m	$\sigma_{mmax} \cdot D_{Int} \cdot \sqrt{3}$
τ_a	σ_m	$\frac{\sigma_{mmax}}{2\sqrt{3} f_{W\tau}}$

7. Neue Mehrachsigkeitshypothese

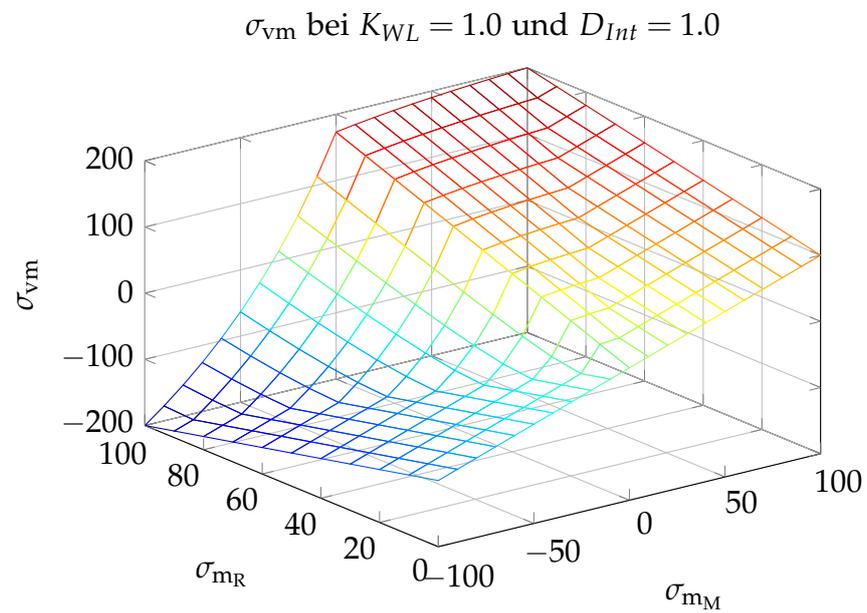


Abbildung 7.10.: Vergleichsmittelspannung bei rein wechselnder Biegung und $D_{Int}=1.0$

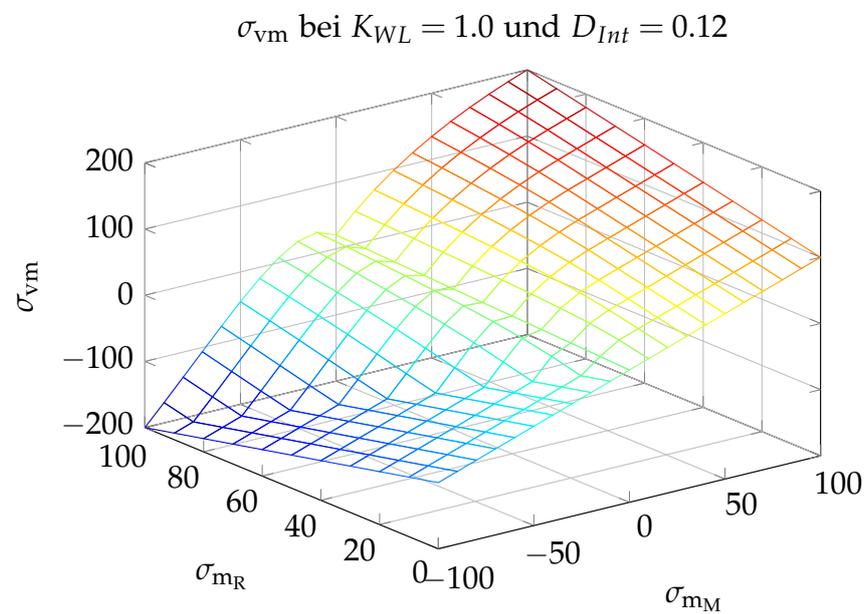


Abbildung 7.11.: Vergleichsmittelspannung bei rein wechselnder Biegung und $D_{Int}=0.12$

7.2. Hypothese der Massgebenden Schnittenebene

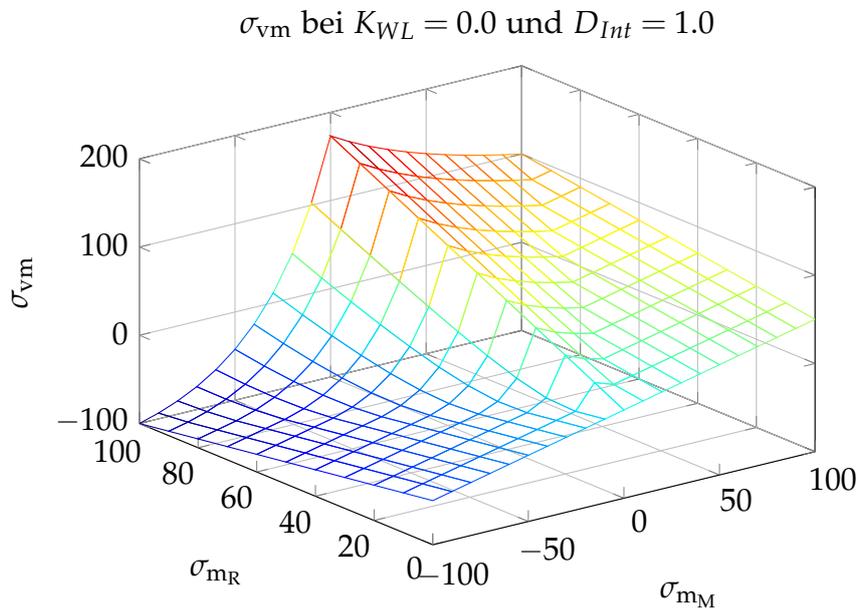


Abbildung 7.12.: Vergleichsmittelspannung bei rein wechselnder Torsion und $D_{Int}=1.0$

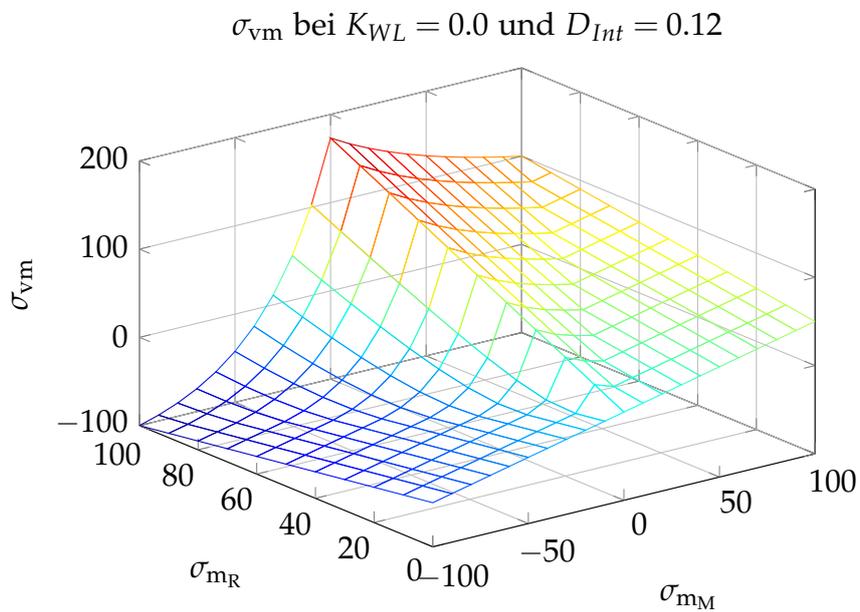


Abbildung 7.13.: Vergleichsmittelspannung bei rein wechselnder Torsion und $D_{Int}=0.12$

7.2.6. Bauteil-Wöhlerlinie

Die für den Betriebsfestigkeitsnachweis erforderliche Bauteil-Wöhlerlinie wird aus den Wöhlerlinien für Normal- und Schubbeanspruchung mit Hilfe des Interaktionsparameter $A_{k,WL}$ bestimmt. Dieser Interaktionsparameter wird mittels der beiden Grössen A_1 und A_2 berechnet. Als Ergebnis erhält man die Bauteil-Wöhlerlinie, die durch den Wöhlerlinienexponent k_B und den Knickpunkt N_{DB} eindeutig definiert ist.

$$A_1 = \begin{cases} 1 & \text{für } |\sigma_{m\max}| > 1.2\sigma_D \\ \frac{|\sigma_{m\max}|}{1.2\sigma_D} & \text{sonst} \end{cases} \quad (7.18)$$

$$A_2 = \begin{cases} 0 & \text{für } K_{Int} > 1 \\ 2(1 - K_{Int}) & \text{sonst} \end{cases} \quad (7.19)$$

$$A_{k,WL} = \max[A_1 \cdot A_2, K_{WL}] \quad (7.20)$$

Der Wöhlerlinienexponent der Bauteil-Wöhlerlinie k_B muss zwischen den Exponenten für reine Normalbeanspruchung k_σ und reine Schubbeanspruchung k_τ liegen und wird durch lineare Extrapolation zwischen diesen Werten berechnet.

$$k_B = k_\tau - A_{k,WL}(k_\tau - k_\sigma) \quad (7.21)$$

Bei Anwendung der Miner-Methode nach Haibach muss der Neigungsexponent k_{BII} nach dem Knickpunkt (N_{DB}) analog zur Gleichung (7.21) berechnet werden.

$$k_{BII} = k_{\tau II} - A_{k,WL}(k_{\tau II} - k_{\sigma II}) \quad (7.22)$$

Aus dem Wöhlerlinienexponent der Bauteil-Wöhlerlinie wird die Lastspielzahl des Knickpunktes der Bauteil-Wöhlerlinie berechnet.

$$N_{DB} = \begin{cases} N_{D_\tau}^{(1-A_{k,WL})} \cdot N_{D_\sigma}^{A_{k,WL}} & \text{für } k_\sigma = k_\tau \\ N_{D_\sigma} \left(\frac{k_\sigma}{k_B} \right)^{\frac{\ln(N_{D_\tau}) - \ln(N_{D_\sigma})}{\ln(k_\sigma) - \ln(k_\tau)}} & \text{sonst} \end{cases} \quad (7.23)$$

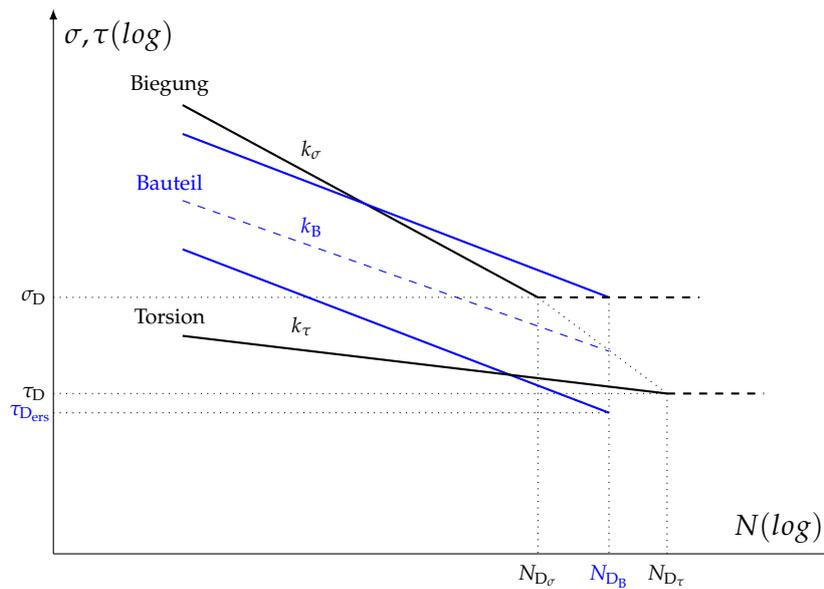


Abbildung 7.14.: Bauteil-Wöhlerlinie als Funktion der Beanspruchung

In Abbildung 7.14 sind die Wöhlerlinien für reine Biegung und reine Torsion sowie die berechnete Bauteilwöhlerlinie dargestellt.

7.2.7. Einzelauslastungsgrade

Die Berechnung der Einzelauslastungsgrade a_{σ_x} , a_{σ_y} und $a_{\tau_{xy}}$ basiert auf der Bauteil-Wöhlerlinie in Kombination mit einer frei wählbaren Schadensakkumulationshypothese. Jede Beanspruchungskomponente der massgebenden Schnittebene wird mittels Rainflow-Zählverfahren klassiert und anschliessend in ein schädigungsäquivalentes Beanspruchungskollektiv mit rein wechselnden Amplituden umgerechnet. Mit den Beanspruchungskollektiven und der Bauteil-Wöhlerlinie werden die einzelnen Auslastungsgrade nach Gleichung 2.21 iterativ ermittelt. Das Zielkriterium bei der Iteration ist erreicht, wenn durch Skalierung der Beanspruchung die berechnete Minersumme $\sum D_i$ gleich gross wie die effektive Minersumme D_m ist. Der Einzelauslastungsgrad ist dann der Kehrwert des Skalierungsfaktors (siehe Unterabschnitt 2.5.1).

Zu beachten ist, dass für eine drehinvariante Lösung die Berechnung des Auslastungsgrades der Schubspannungskomponente abweichend vom vorgegebenen Schubwechselfestigkeitsfaktor $f_{W\tau}$ mit der Ersatzschubwechselfestigkeit $\tau_{D_{ers}}$ durchgeführt werden muss.

7. Neue Mehrachsigkeitshypothese

Der Schubwechselfestigkeitsfaktor wird später bei der Berechnung des Vergleichsauslastungsgrades berücksichtigt.

$$\tau_{D_{\text{ers}}} = \frac{\sigma_D}{\sqrt{3}} \quad (7.24)$$

Die Einzelauslastungsgrade sind neben den erforderlichen Teilsicherheitsfaktoren nach Unterabschnitt 2.5.2 von folgenden Parametern abhängig:

$$\begin{aligned} a_{\sigma_{xN}} &= f\left(\sigma_{xN}(t), D_{m,\min}, k_B, k_{B_{II}}, \sigma_D, N_{D_B}, M_\sigma, \text{Miner Regel}\right) \\ a_{\sigma_{yN}} &= f\left(\sigma_{yN}(t), D_{m,\min}, k_B, k_{B_{II}}, \sigma_D, N_{D_B}, M_\sigma, \text{Miner Regel}\right) \\ a_{\tau_{xyN}} &= f\left(\tau_{xyN}(t), D_{m,\min}, k_B, k_{B_{II}}, \tau_{D_{\text{ers}}}, N_{D_B}, M_\tau, \text{Miner Regel}\right) \end{aligned} \quad (7.25)$$

Die berechneten Einzelauslastungsgrade sind reine Hilfsgrößen und haben keine wirkliche Bedeutung. Eine Filterung nach dem Maximum aller berechneten Auslastungsgrade, wie in der FKM-Richtlinie vorgegeben, ist daher nicht zulässig.

7.2.8. Parameter für die Interaktion der Beanspruchungskomponenten

Mit dem Interaktionsparameter f_α kann aus den Einzelauslastungsgraden $a_{\sigma_{xN}}$, $a_{\sigma_{yN}}$ und $a_{\tau_{xyN}}$ der Vergleichsauslastungsgrad ohne Berücksichtigung der globalen Mittelspannung a_{vN} berechnet werden. Dabei wird wiederum aus den Normalspannungs-Zeit-Verläufen $\sigma_{xN}(t)$ und $\sigma_{yN}(t)$ die Kenngröße $B_i(\alpha)$ berechnet. Anschliessend werden aus allen Kenngrößen $B_i(\alpha)$ die extremalen Kenngrößen $B_o(\alpha)$ und $B_u(\alpha)$ bestimmt.

$$\begin{aligned} B_i(t, \alpha) &= \text{sign}[\sigma_{xN}(t, \alpha) \cdot \sigma_{yN}(t, \alpha)] \cdot \sqrt{|\sigma_{xN}(t, \alpha) \cdot \sigma_{yN}(t, \alpha)|} \\ B_o(\alpha) &= \max [B_i(t, \alpha)] \\ B_u(\alpha) &= \min [B_i(t, \alpha)] \end{aligned} \quad (7.26)$$

Der Interaktionsparameter f_α berücksichtigt den zeitlichen Verlauf der Beanspruchungen und kann zwischen -1 und 1 liegen. Diese Grenzen gelten aber

nur, wenn der Interaktionsparameter in der massgebenden Schnittebene berechnet wird. Ein grösserer Interaktionsparameter führt generell zu einer grösseren Auslastung.

$$f_{\alpha} = \begin{cases} +1 & \text{für } B_o(\alpha) \leq 0 \\ -1 & \text{für } B_u(\alpha) \geq 0 \\ -\cos \left[2 \cdot \arctan \left[\frac{|B_u(\alpha)|}{B_o(\alpha)} \right] \right] & \text{sonst} \end{cases} \quad (7.27)$$

7.2.9. Vergleichsspannungsamplitude und Mittelspannungsfaktor

Der Vergleichsauslastungsgrad ohne Berücksichtigung der globalen Mittelspannung a_{v_N} wird aus den Einzelauslastungsgraden und dem Interaktionsparameter f_{α} berechnet. Der Interaktionsparameter wichtet dabei das gemischte Glied der GEH in der massgebenden Schnittebene.

$$a_{v_N} = \sqrt{\left(a_{\sigma_{xN}}^2 + a_{\sigma_{yN}}^2 + f_{\alpha} \cdot a_{\sigma_{xN}} \cdot a_{\sigma_{yN}} + a_{\tau_{xyN}}^2 \right)} \quad (7.28)$$

Der Wert a_{v_N} berücksichtigt jedoch nicht die globale Mittelspannung und den Schubwechselfestigkeitsfaktor. Um nun das reale Spannungsverhältnis R_{σ} berechnen zu können, wird die Vergleichsspannungsamplitude σ_{av_N} benötigt. In Kombination mit der Vergleichsmittelspannung σ_{vm} kann dann der Mittelspannungsfaktor K_{AK} berechnet werden. Die Vergleichsspannungsamplitude ist dabei neben der Dauerfestigkeit von der Anzahl der schädigenden Lastzyklen N_{ges} abhängig. Die Anzahl der schädigenden Lastzyklen ist die Summe aller Lastzyklen, die bei der Berechnung der Auslastungsgrade nach Gleichung 7.25 eine Teilschädigung hervorrufen.

$$\begin{aligned} \hat{\sigma}_{x,a} &= a_{\sigma_{xN}} \cdot \sigma_D \cdot \left(\frac{N_{DB}}{N_{ges, \sigma_x}} \right)^{\frac{1}{k_B}} \\ \hat{\sigma}_{y,a} &= a_{\sigma_{yN}} \cdot \sigma_D \cdot \left(\frac{N_{DB}}{N_{ges, \sigma_y}} \right)^{\frac{1}{k_B}} \\ \hat{\tau}_{xy,a} &= a_{\tau_{xyN}} \cdot \tau_D \cdot \left(\frac{N_{DB}}{N_{ges, \tau_{xy}}} \right)^{\frac{1}{k_B}} \end{aligned} \quad (7.29)$$

7. Neue Mehrachsigkeitshypothese

Aus den Einzelauslastungsgraden und den schädigenden Lastzyklen werden die schädigungsäquivalenten Beanspruchungsamplituden berechnet. Mit diesen Hilfsgrößen kann dann die Vergleichsspannungsamplitude ermittelt werden.

$$\sigma_{avN} = K_{W\tau} \cdot \sqrt{\hat{\sigma}_{x,a}^2 + \hat{\sigma}_{y,a}^2 + f_\alpha \hat{\sigma}_{x,a} \hat{\sigma}_{y,a} + 3\hat{\tau}_{xy,a}^2} \quad (7.30)$$

Der Einfluss der Mittelspannungsempfindlichkeit wird in Anlehnung an die FKM-Richtlinie berücksichtigt. Das Haigh-Diagramm kann aber bei diesem Algorithmus grundsätzlich jede x-beliebige Form aufweisen.

Mit dem Spannungsverhältnis

$$R_\sigma = \frac{\sigma_{vm} - \sigma_{avN}}{\sigma_{vm} + \sigma_{avN}} \quad (7.31)$$

und der Mittelspannungsempfindlichkeit M_σ wird der Mittelspannungsfaktor K_{AK} vorzugsweise für den Belastungsfall „Konstantes Spannungsverhältnis“ nach Gleichung 2.16 berechnet.

7.2.10. Vergleichsauslastungsgrad

Der Vergleichsauslastungsgrad a_{vMSH} wird nun aus dem Vergleichsauslastungsgrad ohne Berücksichtigung der globalen Mittelspannung a_{vN} , der Mittelspannungsempfindlichkeit und dem realen Verhältnis von Biege- zu Schubwechselfestigkeit folgendermassen berechnet:

$$a_{vMSH} = \underbrace{a_{vN}}_{\text{mit } \tau_D = \frac{\sigma_D}{\sqrt{3}}} \underbrace{[(K_{AK} - 1)(K_{m1}(1 - f_{M\tau}) + f_{M\tau}) + 1]}_{\text{Mittelspannungsempfindlichkeit}} \underbrace{K_{W\tau}}_{f_{W\tau}} \quad (7.32)$$

Dieser Vergleichsauslastungsgrad liefert letztendlich für alle einachsigen Beanspruchungen mit und ohne Mittelspannungen exakt die richtigen Ergebnisse. Für phasenverschobene Beanspruchungen und stochastische Beanspruchungen ist die Hypothese ebenfalls geeignet.

Die Validierung dieser Vergleichsspannungshypothese wird im folgenden Kapitel dokumentiert und basiert unter anderem auf Versuchen der TU-Clausthal.

7.3. Validierung der Stabilität der neuen Hypothese

7.3.1. Phasenverschobene Einstufenbeanspruchung

Bei der Validierung der neuen Hypothese wird zuerst eine phasenverschobene Beanspruchung mit konstanten Amplituden betrachtet. Die Torsion ist um 30° zur Biegung phasenverschoben. An der Nachweisstelle tritt eine kleine, gleichphasig zur Biegung wirkende Normalspannungskomponente auf. Die Biegespannung wird durch eine Mittelspannung überlagert. Die konkreten Werkstoffdaten und die Beanspruchungen sind in den Tabellen 7.2 und 7.3 angegeben und die Beanspruchungs-Zeit-Verläufe im Ursprungskordinatensystem sind in Abbildung 7.15 dargestellt.

Tabelle 7.2.: Werkstoffkenndaten

σ_D	τ_D	$N_{D\sigma}$	$N_{D\tau}$	k_σ	k_τ	M_σ
150	106	1×10^6	5×10^5	3	5	0.3

Tabelle 7.3.: Beanspruchungen

$\sigma_{x'}(t)$	$\sigma_{y'}(t)$	$\tau_{xy'}(t)$	N	ϕ
-104 ± 150	0 ± 15	0 ± 87	1×10^6	30°

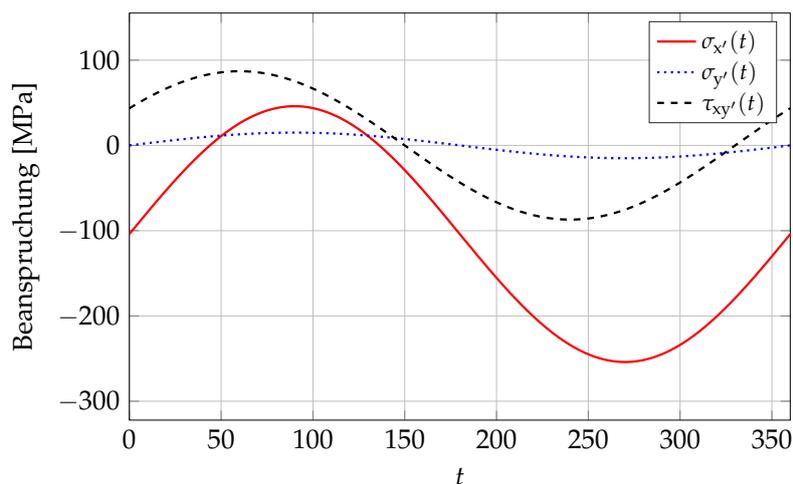


Abbildung 7.15.: Phasenverschobene Einstufenbeanspruchungen

7. Neue Mehrachsigkeitshypothese

Die Massgebende Schnittebene wird bei einem Drehwinkel von $\alpha = 65^\circ$ ermittelt. Die Beanspruchungen in diesem gedrehten Koordinatensystem sind in Abbildung 7.16 abgebildet.

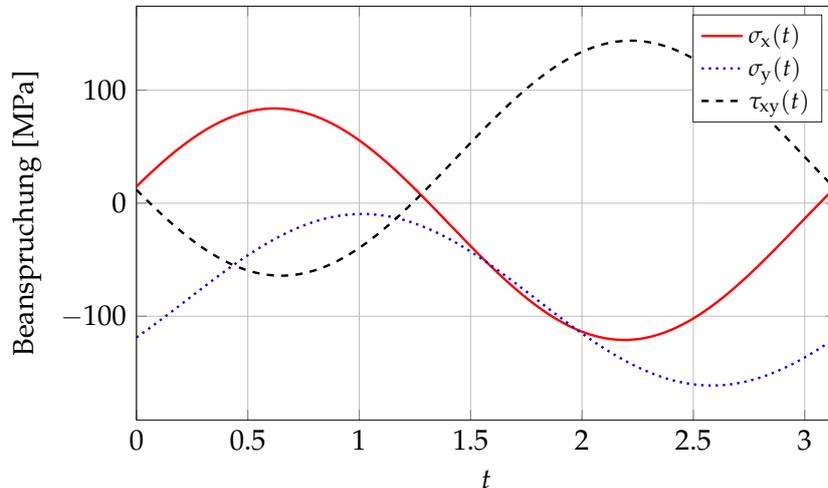


Abbildung 7.16.: Transformierte Einstufenbeanspruchungen $\alpha = 65^\circ$

In der Massgebenden Schnittebene werden nun die relevanten Kenngrößen berechnet. Die Ergebnisse sind in Tabelle 7.4 aufgelistet. Die Vergleichsmittelspannung beträgt -86.8 MPa. Der Vergleichsauslastungsgrad ohne Berücksichtigung der Vergleichsmittelspannung a_{v_N} ist 1.207. Dadurch ergibt sich für diese Beanspruchung eine Vergleichsauslastung von $a_{v_{MSH}} = 1.0$. Der Verlauf

Tabelle 7.4.: Zwischenergebnisse

σ_{\max_N}	τ_{\max_N}	$K_{W\tau}$	K_{WL}	σ_{m_M}	σ_{m_R}	K_{m_1}	$\sigma_{m_{\max}}$
186.6	106.6	0.954	0.750	-52	52	1.0	-104
K_{Int}	K_{m_2}	σ_{vm}	$A_{k,WL}$	k_B	k_{BII}	N_{DB}	f_α
0.875	0.875	-86.8	0.75	3.5	6.0	1.624E6	-0.707
$B_o(\alpha)$	$B_u(\alpha)$	a_{v_N}	$\hat{\sigma}_{x,a}$	$\hat{\sigma}_{y,a}$	$\hat{\tau}_{xy,a}$	σ_{av_N}	K_{AK}
81.4	-33.7	1.207	102.5	76.0	180.1	198.4	0.867

der Einzelauslastungsgrade über den Drehwinkel ist in Abbildung 7.17 dargestellt. Dabei ist ersichtlich, dass der Maximalwert der Einzelauslastungsgrade grösser als der gesuchte Vergleichsauslastungsgrad ist.

7.3. Validierung der Stabilität der neuen Hypothese

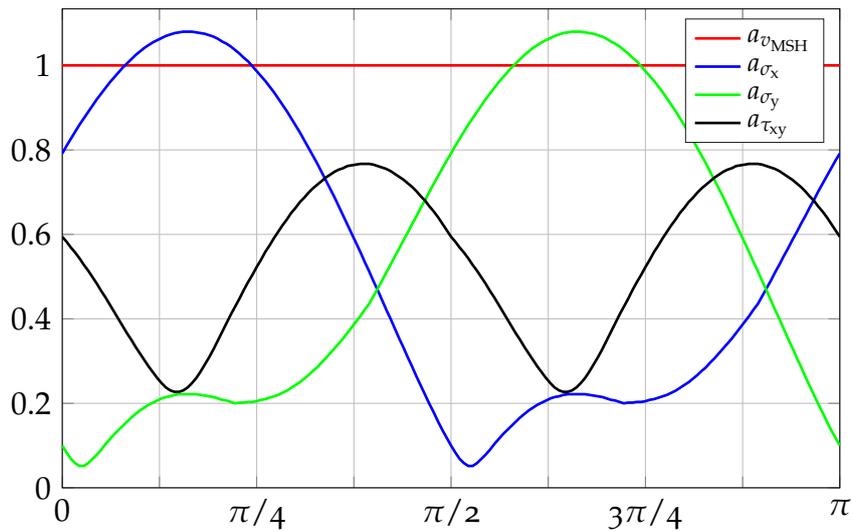


Abbildung 7.17.: Einzelauslastungsgrade in Abhängigkeit vom Drehwinkel Θ

In Abbildung 7.18 ist der Verlauf der kombinierten Auslastungsgrade nach der FKM-Richtlinie ersichtlich. Wird die Interaktionsgleichung der FKM-Richtlinie in Kombination mit einem Schnittebenenverfahren angewendet, ist ein Leichtbau nicht möglich.

Wird nach der FKM-Richtlinie in einem beliebigen Koordinatensystem ausgewertet, kann das Ergebnis bei diesen Beanspruchungen bereits bis zu $\pm 20\%$ streuen und sogar auf der unsicheren Seite liegen.

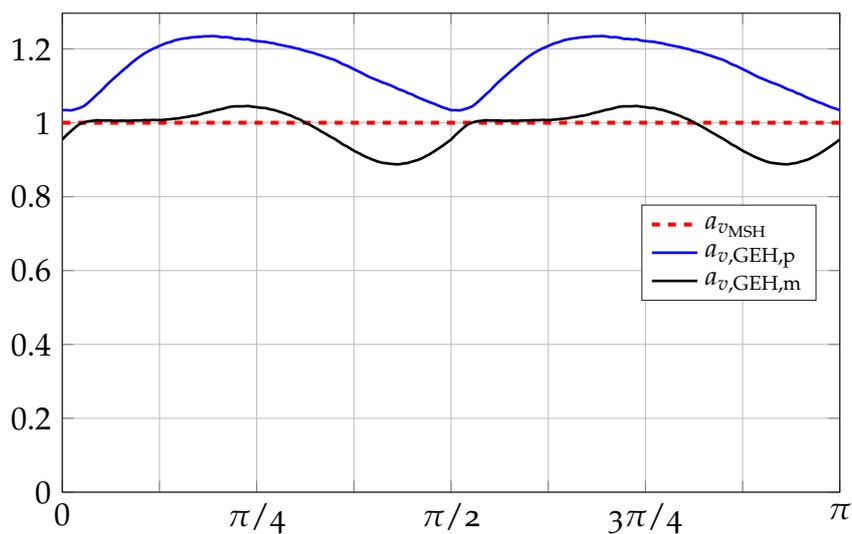


Abbildung 7.18.: Vergleichsauslastungsgrade in Abhängigkeit vom Drehwinkel Θ

7. Neue Mehrachsigkeitshypothese

Die Auswirkung einer Phasenverschiebung zwischen der Beanspruchung der Biegung und der Torsion wird durch folgende Parameterstudie analysiert. Die Ergebnisse sind im Anhang A ersichtlich. Die folgende Tabelle listet die wesentlichen Eingangsgrößen und Auswirkungen auf die Phasenverschiebung auf.

Tabelle 7.5.: Parameterstudie, Auswirkung der Phasenverschiebung von 90° zwischen Biegung und Torsion bei Einstufenversuchen mit $N_{D_\sigma} = 1 \times 10^6$

Fall	σ_x/σ_y	σ_D/τ_D	N_{D_σ}	N_{D_τ}	k_σ	k_τ	τ_a/σ_a	Auswirkung
A	0	0.577	1E6	1E6	5	5	0.577	keine
B	0	0.577	1E6	1E6	5	12	0.577	+, gering
C	0	0.577	1E6	1E7	5	12	0.577	\pm , gering
D	0.3	0.577	1E6	1E6	5	5	0.577	–
E	0.3	0.577	1E6	1E6	5	12	0.577	\pm
F	0.3	0.577	1E6	1E7	5	12	0.577	–, gering
G	0	0.9	1E6	1E6	5	5	0.577	–, gering
H	0	0.9	1E6	1E6	5	12	0.577	–
I	0	0.9	1E6	1E7	5	12	0.577	+
J	0.3	0.9	1E6	1E6	5	5	0.577	\pm
K	0.3	0.9	1E6	1E6	5	12	0.577	+
L	0.3	0.9	1E6	1E7	5	12	0.577	\pm
M	0	0.3	1E6	1E6	5	5	0.3	keine
N	0	0.577	1E6	1E6	5	12	0.3	+
O	0	0.577	1E6	1E7	5	12	0.3	\pm
P	0	0.674	4E5	4E7	9	25	0.45	–
Q	0	0.674	4E5	5E6	4	7	0.45	–

Aus der Parameterstudie ist ersichtlich, dass es durch eine Phasenverschiebung von 90° zwischen Biege- und der Torsionsbeanspruchung je nach Werkstoff zu einer Steigerung als auch zu einem Abfall der Festigkeit gegenüber der proportionalen Beanspruchung kommen kann. Neben den Abknickpunkten der Wöhlerlinien gehen auch die Wöhlerlinienexponenten und das Verhältnis der Wechselfestigkeiten in das Ergebnis ein.

7.3.2. Mittelspannungseinfluss

Zur Überprüfung der korrekten Bewertung der Mittelspannung wird eine sinusförmige Grundbeanspruchung mit einer höherfrequenten sinusförmigen Beanspruchung überlagert. In Abbildung 7.19 ist der Beanspruchungs-Zeit-Verlauf dargestellt. Die gewählte Mittelspannungsempfindlichkeit des Werkstoffes

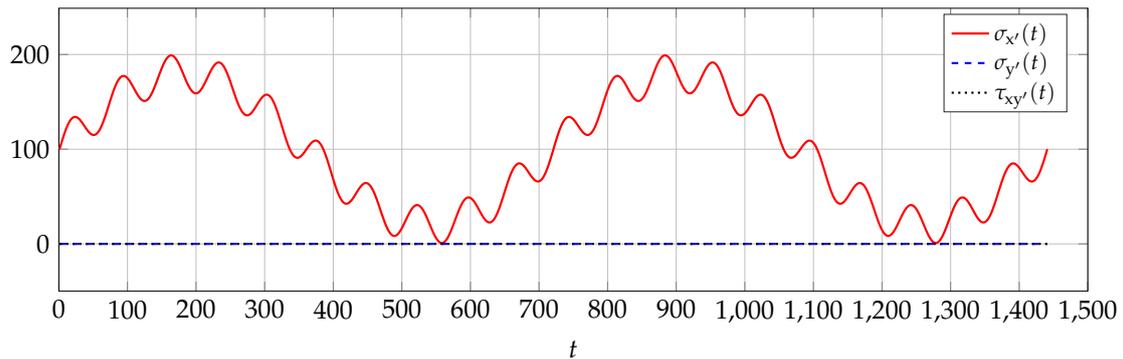


Abbildung 7.19.: Sinusförmige Beanspruchung mit überlagerter Schwingung

$M_{\sigma,D}$ beträgt 0.25. Wenn man das dargestellte Signal im Ursprungskoordinatensystem auswertet, erhält man eine um 2.5% geringere Auslastung als mit der MSH. Die neue Vergleichspannungshypothese ist deshalb geringfügig konservativer, weil die globale Mittelspannung zuerst abgezogen wird und daher mehr Amplituden im Bereich der Wechselfestigkeit mit $M_{\sigma,D}$ bewertet werden. Daraus folgt, dass die neue Vergleichspannungshypothese geringfügig auf der sicheren Seite liegt, wenn eine grosse Anzahl von Amplituden mit einem Spannungsverhältnis im Bereich von $R = 0$ bis 1 auftreten.

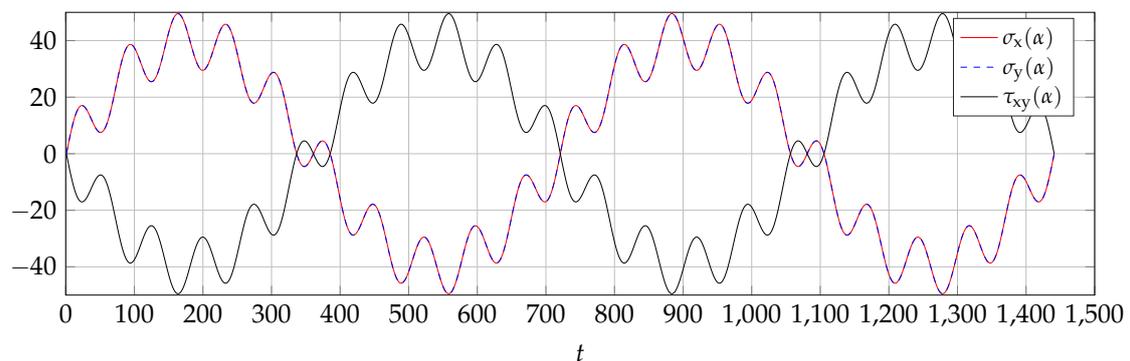


Abbildung 7.20.: Beanspruchung in der Massgebenden Schnittebene α

7.3.3. Block-Box-Versuche

Die Auswirkungen von mehrachsigen Beanspruchungen können durch sogenannte Block-Box-Versuche überprüft werden, bei denen neben proportionalen Beanspruchungen zeitlich versetzte Beanspruchungszustände einfach definiert werden können. Die lokalen Beanspruchungs-Zeit-Verläufe werden anhand von Beanspruchungsdiagrammen beschrieben. Diese Art der Validierung findet auch bei geschweissten Bauteilen verbreitete Anwendung [35]. In Abbildung 7.22 sind typische Beanspruchungsverläufe dargestellt, die durch die Größen f , $\sigma_{x_{\max}}$ und $\sigma_{y_{\max}}$ beschrieben werden. Die Beanspruchungen der Block-Box-Versuche wurden so gewählt, dass sich bei reiner einachsiger Beanspruchung ein Auslastungsgrad von 1.0 ergibt. Mit diesen Beanspruchungsverläufen werden nun Auslastungsgrade für verschiedene Werkstoffparameter berechnet, wobei f von 0 bis 1 variiert wird. Die Lastwechselzahl jeder einzelnen Komponente wurde so gewählt, dass $\sum n_i = N_{D\sigma}$ ist. Die Ergebnisse in Abhängigkeit von vier verschiedenen $\sigma_{x_{\max}}/\sigma_{y_{\max}}$ Verhältnissen sind in den folgenden Abbildungen 7.23, 7.25, 7.26, 7.27, 7.28 und 7.29 dargestellt.

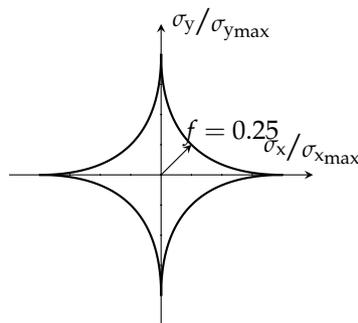


Abbildung 7.21.: Definition der Block-Box-Beanspruchung

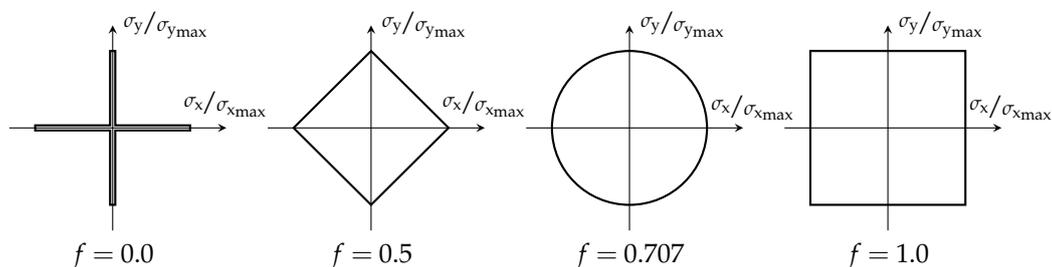


Abbildung 7.22.: Typische Block-Box-Beanspruchungen

7.3. Validierung der Stabilität der neuen Hypothese

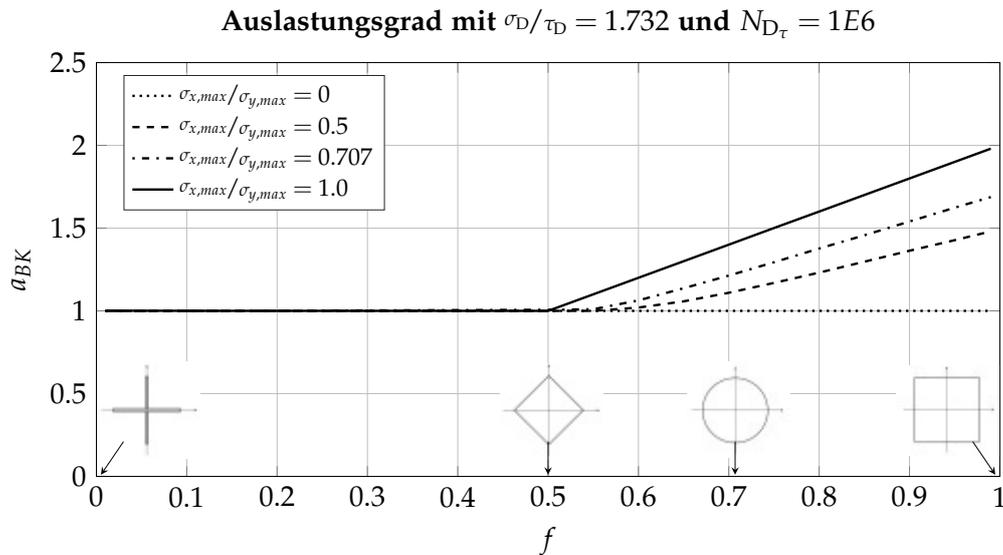


Abbildung 7.23.: Block-Box-Beanspruchung Bsp. D1, $k_\sigma = 5$, $k_\tau = 8$, $N_{D_\sigma} = 1E6$ und $N_{D_\tau} = 1E6$

Die Ergebnisse für $\sigma_D/\tau_D = 1.732$ und $N_{D_\sigma} = N_{D_\tau}$ sind in Abbildung 7.23 ersichtlich. Aus den Daten geht hervor, dass bis zu $f = 0.5$ der Auslastungsgrad konstant 1.0 bleibt. Das bedeutet, dass keine Interaktion zwischen den beiden Beanspruchungskomponenten auftritt. Die für die Berechnung der Einzelauslastungsgrade ermittelte Beanspruchung in der Massgebenden Schnittebene für $f = 0$ ist zusätzlich in Abbildung 7.24 abgebildet.

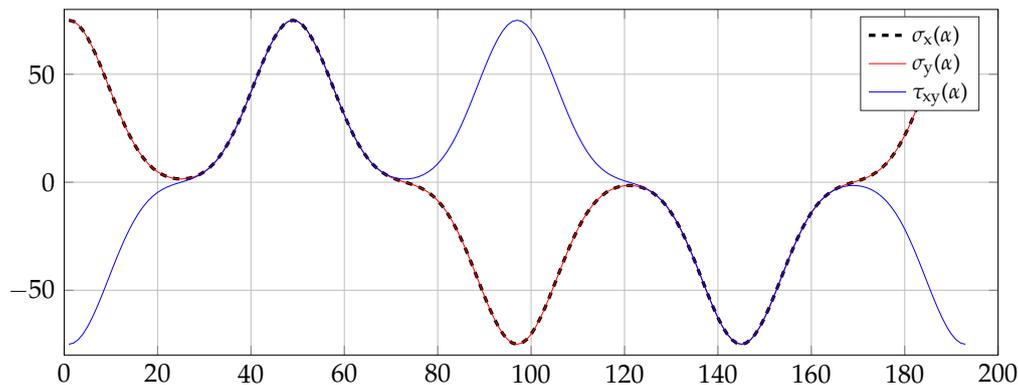


Abbildung 7.24.: Block-Box-Beanspruchung bei $f = 0$, $\sigma_{x,max} = \sigma_{y,max}$

Ab einem Wert $f = 0.5$ steigt der berechnete Vergleichsauslastungsgrad an und erreicht bei $f = 1.0$ den maximalen Auslastungsgrad von 2.0. Mit der GEH kann ein solches Ergebnis nicht erklärt werden, denn der maximale Auslastungsgrad basierend auf der GEH mit Einzelkomponenten ist $\sqrt{3}$.

7. Neue Mehrachsigkeitshypothese

Wenn nun die charakteristische Festigkeit für Schub gleich gross wie die Biegefestigkeit ist, erhält man die Verläufe nach Abbildung 7.25. Durch die höhere Schubwechselfestigkeit werden die Auslastungsgrade bei grösseren f -Werten deutlich geringer.

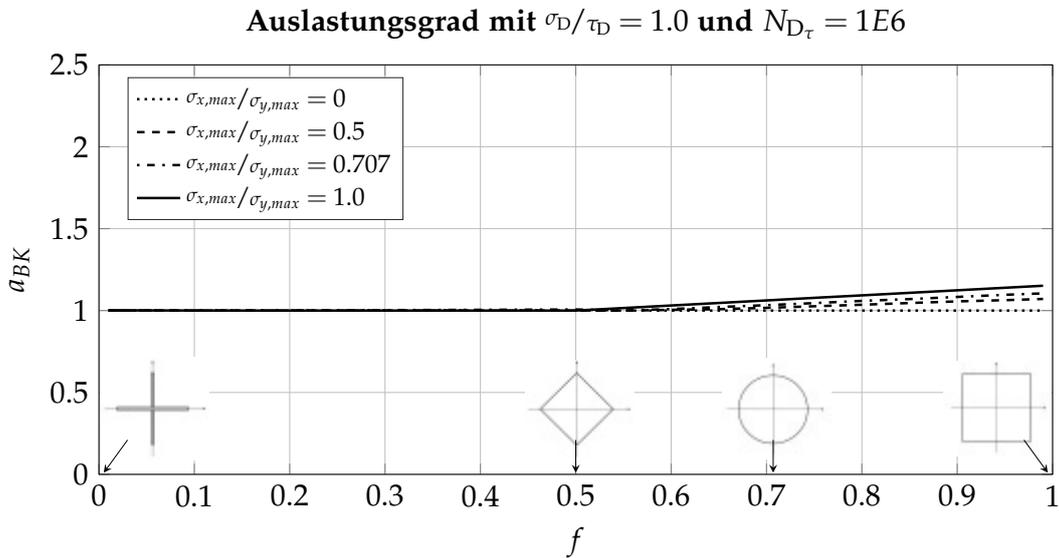


Abbildung 7.25.: Block-Box-Beanspruchung Bsp. D2, $k_\sigma = 5$, $k_\tau = 8$ und $N_{D\sigma} = 1E6$

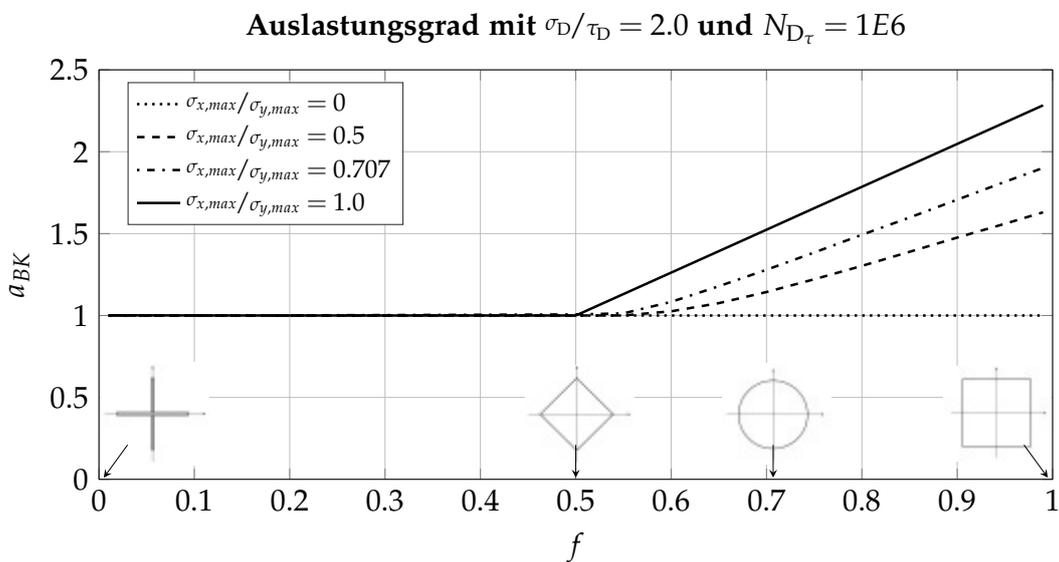


Abbildung 7.26.: Block-Box-Beanspruchung Bsp. D3, $k_\sigma = 5$, $k_\tau = 8$ und $N_{D\sigma} = 1E6$

In Abbildung 7.26 ist die charakteristische Festigkeit für Schub hingegen nur halb so gross wie die Biegefestigkeit. Dadurch steigt der Auslastungs-

grad bei einer Interaktion der Beanspruchungskomponenten deutlich an. Bis zu einem Wert $f < 0.5$ ist weiterhin keine Interaktion vorhanden.

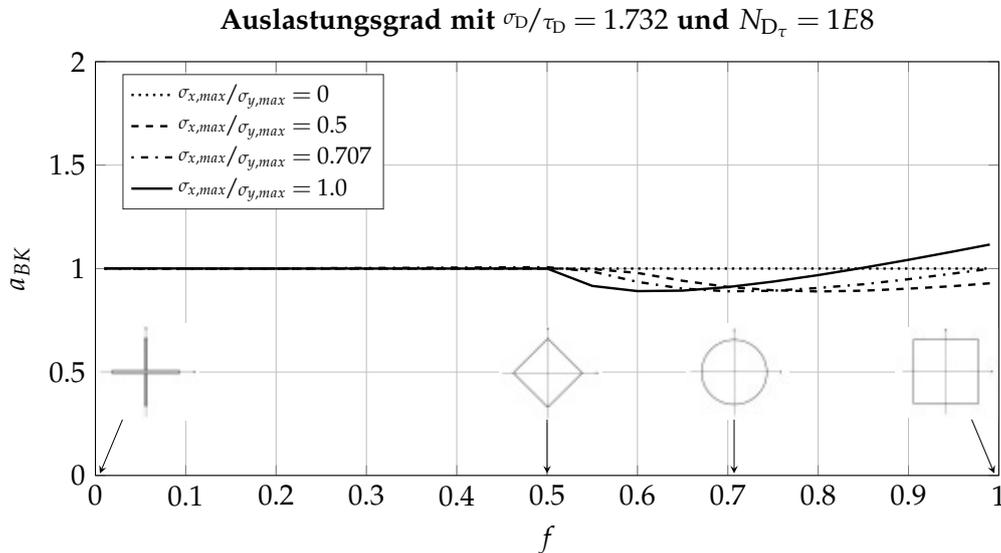


Abbildung 7.27.: Block-Box-Beanspruchung Bsp. D1b, $k_\sigma = 5$, $k_\tau = 8$ und $N_{D_\sigma} = 1E6$

Bei den folgenden Block-Box-Beanspruchungen wird der Abknickpunkt bei der Schubwechselfestigkeit zu höheren Lastspielzahlen verschoben. Die Ergebnisse in Abbildung 7.27 lassen sich daher durch die höhere Schubwechselfestigkeit bei 2×10^6 Lastspielen erklären. Der Effekt ist in Abbildung 7.28 noch deutlicher ausgeprägt.

Wenn man die Schubwechselfestigkeitsfaktoren aus der FKM-Richtlinie betrachtet, müssten Werkstoffe aus Grauguss und Aluminiumguss ähnliche Eigenschaften wie in Abbildung 7.25 dargestellt aufweisen. Bei einer noch grösseren Schubwechselfestigkeit kann es auf Grund der Interaktion sogar zu einem Abfall des Auslastungsgrades kommen.

Wenn die Beanspruchung proportional zueinander auftreten, kann der Bereich von der gegenphasigen bis zur gleichphasigen Beanspruchung durch die Grösse $\sigma_{y,max}/\sigma_{x,max}$ beschrieben werden. Die Verläufe für vier verschiedenen Festigkeitsverhältnisse ist in den Abbildungen 7.30 und 7.31 dargestellt.

7. Neue Mehrachsigkeitshypothese

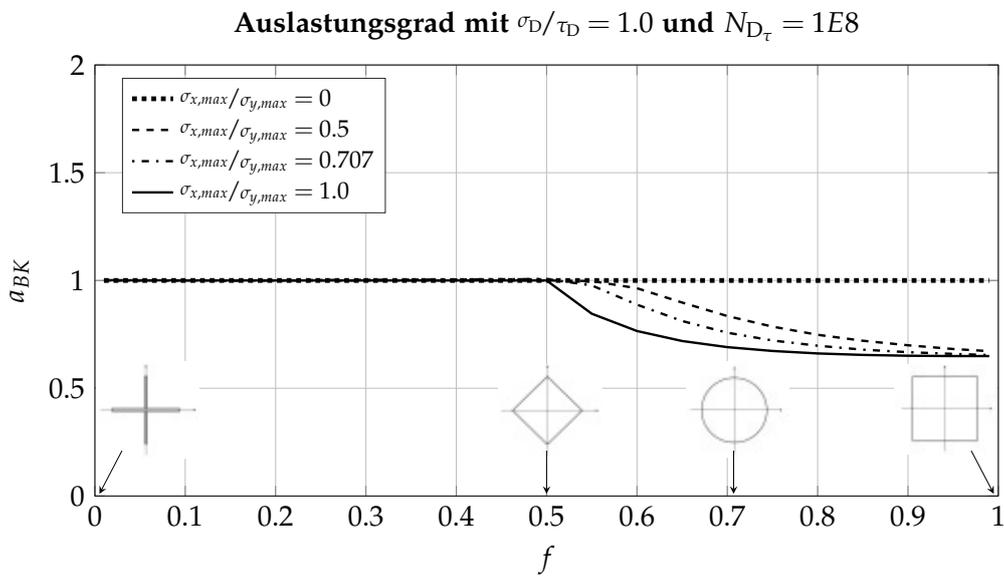


Abbildung 7.28.: Block-Box-Beanspruchung Bsp. D2b, $k_\sigma = 5$, $k_\tau = 8$ und $N_{D_\sigma} = 1E6$

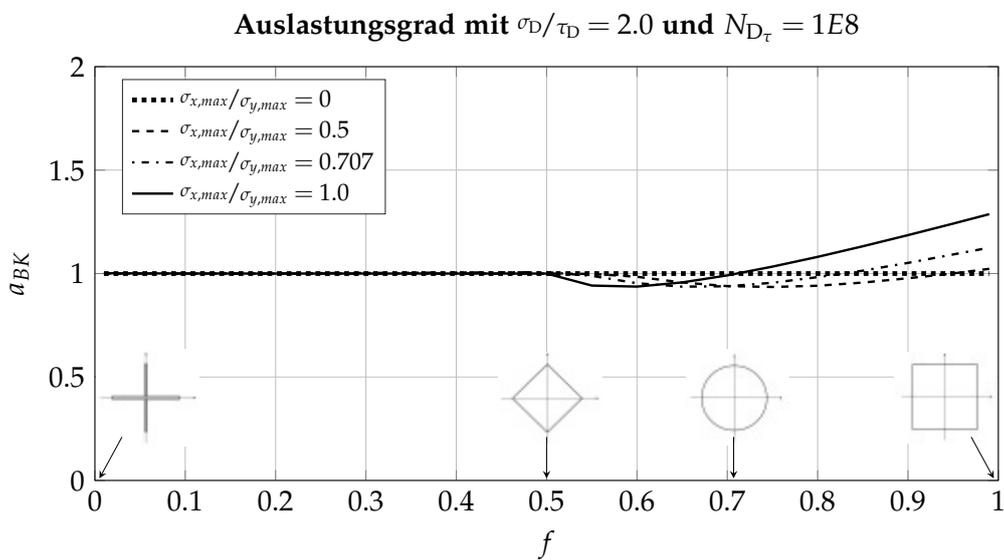


Abbildung 7.29.: Block-Box-Beanspruchung Bsp. D3b, $k_\sigma = 5$, $k_\tau = 8$ und $N_{D_\sigma} = 1E6$

7.3. Validierung der Stabilität der neuen Hypothese

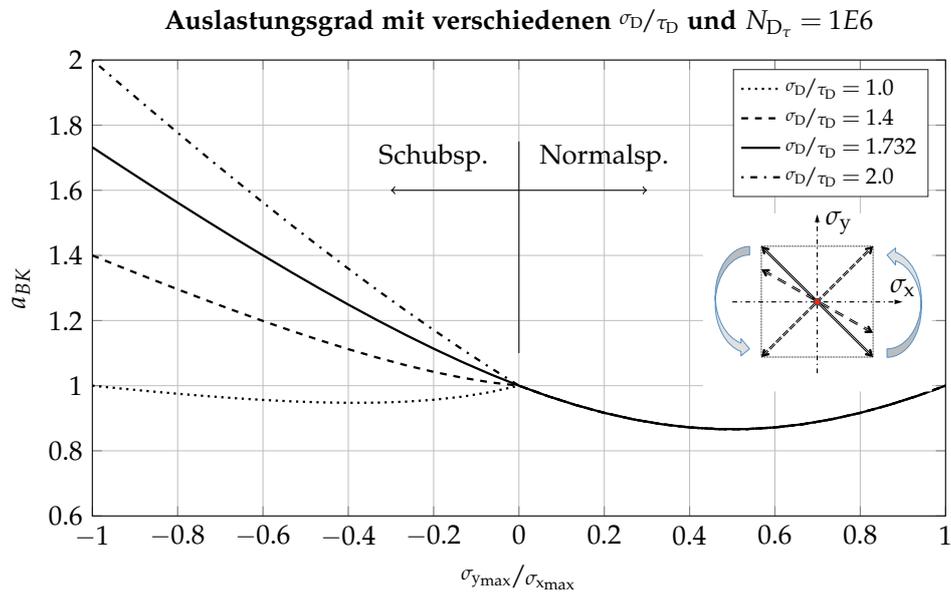


Abbildung 7.30.: Block-Box-Beanspruchung Bsp. P, $k_\sigma = 5$, $k_\tau = 8$ und $N_{D\sigma} = 1E6$

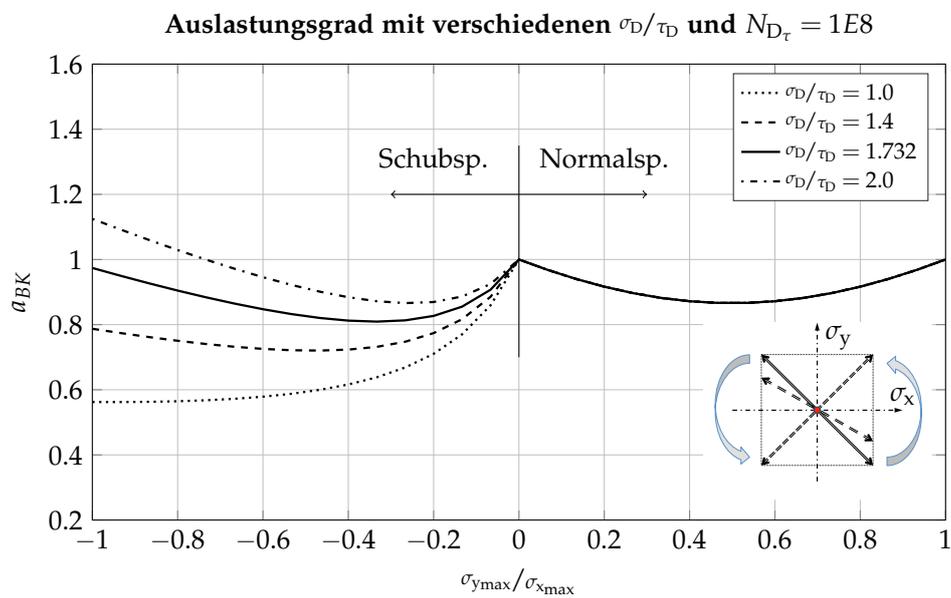


Abbildung 7.31.: Block-Box-Beanspruchung Bsp. Pb, $k_\sigma = 5$, $k_\tau = 8$ und $N_{D\sigma} = 1E6$

7.4. Validierung an Hand von Versuchsergebnissen

7.4.1. Versuchsnachrechnung ungeschweisster Bauteile

Die Versuchsnachrechnung beruht auf den Mehrachsichtigkeitsversuchen der TU-Clausthal von Sanetra [32] und Esderts [28]. Die Versuche fanden an gering gekerbten Rundproben aus dem Werkstoff 30 CrNiMo8+QT statt.

Folgende Kenngrößen wurden ermittelt:

Zugfestigkeit	R_m	1010 MPa
Streckgrenze	R_e	912 MPa
Biegewechselfestigkeit	σ_D	550 MPa bei $P_{\dot{U}} = 50\%$
Torsionswechselfestigkeit	τ_D	370 MPa bei $P_{\dot{U}} = 50\%$
Wöhlerlinienexponent Biegung	k_σ	8.0
Wöhlerlinienexponent Torsion	k_τ	24.6
Ecklastspielzahl Biegung	N_{D_σ}	5×10^5
Ecklastspielzahl Torsion	N_{D_τ}	3×10^6

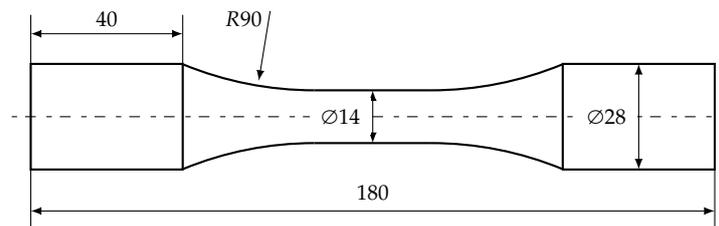


Abbildung 7.32.: Rundprobe

Bei Biegung entsteht durch die Querbehinderung an der Nachweisstelle eine Normalspannungskomponente in Umfangsrichtung. Diese Spannungskomponente tritt proportional zur grössten Normalspannung auf und beträgt 10% von der Tangentialspannung.

Die für die Nachrechnungen der Versuche erforderlichen Mittelspannungsempfindlichkeiten basieren auf der FKM-Richtlinie. Für Biegung ist $M_\sigma = 0.25$ und für Torsion ist $M_\tau = 0.144$.

Zuerst werden Einstufenversuche mit proportionalen und mit phasenverschobenen Beanspruchungen nachgerechnet und im Anschluss die Betriebsfestigkeitsversuche mit den Gausslastkollektiven. Nach den Versuchen mit überlagerter Mittellast kommen zum Schluss noch Versuche mit den zeitlich versetzten Belastungen.

Einstufenversuche

Die Ergebnisse bei proportionaler Einstufenbeanspruchung sind in Abbildung 7.33 dargestellt. Die Linien repräsentieren Berechnungsergebnisse der MSH und die Punkte die Mittelwerte aus den Versuchen [28]. Bei reiner Biegung und bei reiner Torsion sind die Berechnungs- und Versuchsergebnisse identisch, da diese Versuchsergebnisse Parameter für die Berechnung sind. Bei proportionaler Beanspruchung stimmen die berechneten Ergebnisse mit den Versuchswerten gut überein. Die MSH liegt geringfügig auf der sicheren Seite.

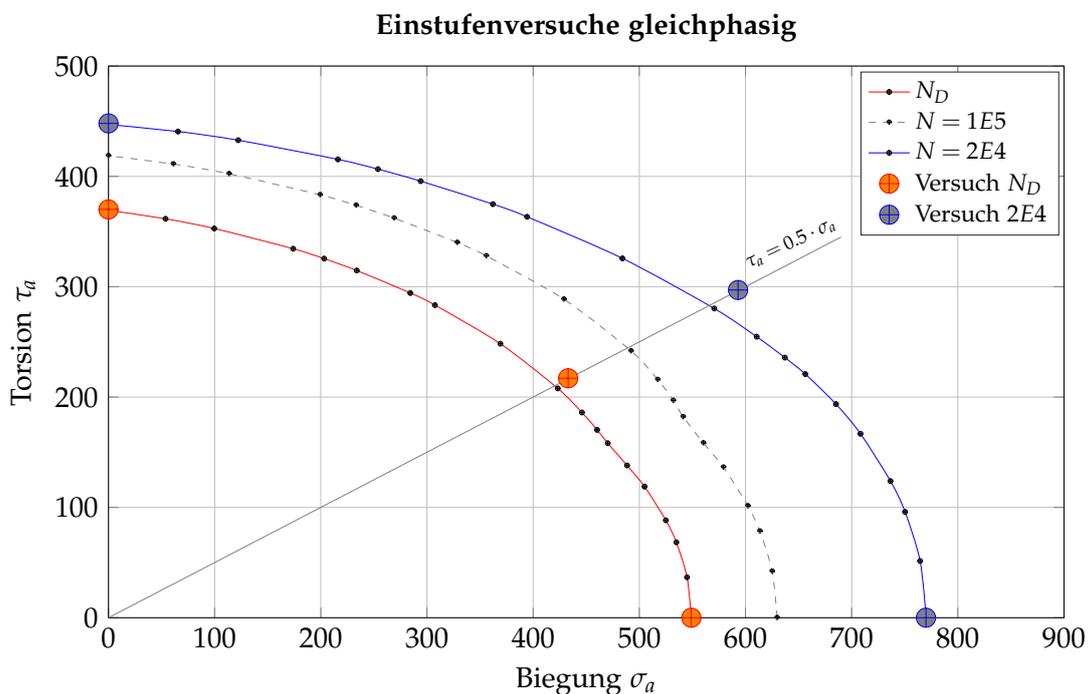


Abbildung 7.33.: Auslastungsgrade nach der MSH und Versuchsergebnisse ($P_{\text{Ü}} = 50\%$)

Bei einer Phasenverschiebung von $\phi = 90^\circ$ zwischen Biegung und Torsion kommt es im Versuch zu einem geringen Abfall der Festigkeit. Mit der Vergleichsspannungshypothese MSH wird dieser Effekt ebenfalls vorhergesagt, wobei bei höheren Lastspielzahlen ein grösserer Unterschied zwischen gleichphasigen und phasenverschobenen Beanspruchungen auftritt. In Abbildung 7.34 sind die Versuchs- und die Berechnungsergebnisse für proportionale gleichphasige und phasenverschobene Belastungen dargestellt.

Die phasenverschobene Beanspruchung wurde nur stichprobenartig untersucht. Eine genaue Bewertung ist daher nicht möglich.

7. Neue Mehrachsigkeitshypothese

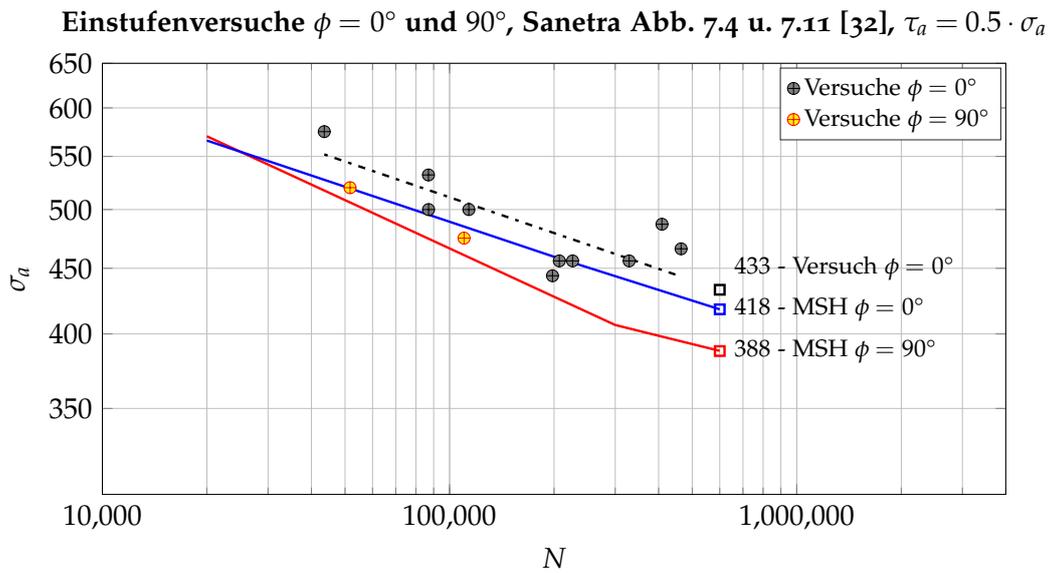


Abbildung 7.34.: Einstufenversuche gleichphasig und phasenverschoben

Betriebsfestigkeitsversuche

Als Beanspruchungszeitfunktion wurde bei den Betriebsfestigkeitsversuchen eine standardisierte Zufallsfolge, eine Standard Gauss-Lastfolge, verwendet. Ein Detail dieser Beanspruchungsfunktion ist in Abbildung 7.35 ersichtlich.

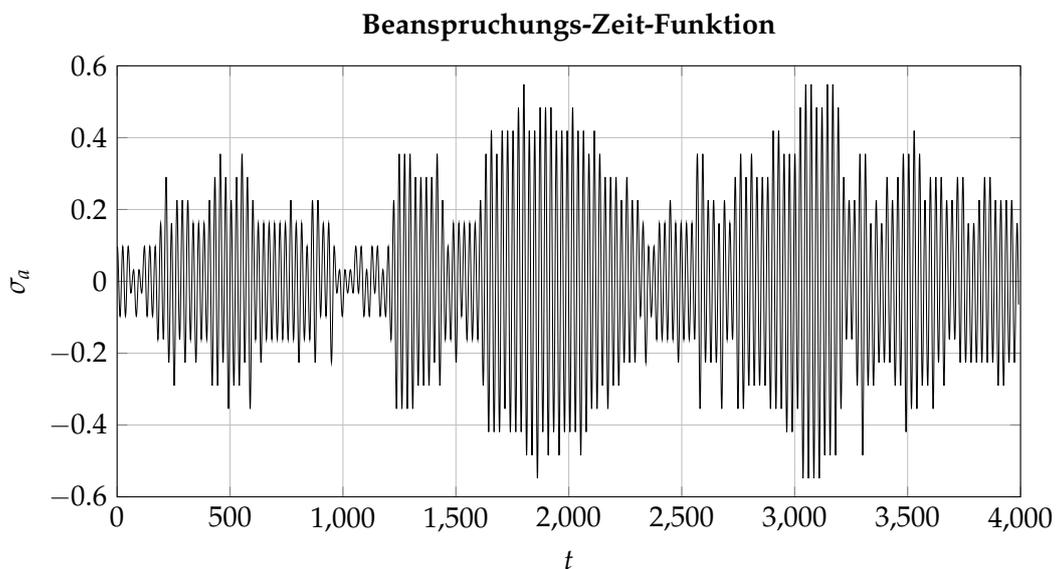


Abbildung 7.35.: Ausschnitt aus der Gauss-Zufallsfolge

7.4. Validierung an Hand von Versuchsergebnissen

Die Beanspruchungs-Zeit-Verläufe für die Nachrechnung der Versuche wurden aus Umkehrpunkten generiert, wobei eine Sinus-Kurve für die Verbindung dieser Punkte verwendet wurde. Beschrieben werden die Beanspruchungen durch die maximale Amplitude bei Biegung $\hat{\sigma}_{x,a}$ und bei Torsion $\hat{\tau}_a$. Das verwendete Beanspruchungskollektiv wurde von Esderts [28] durch den Crestfaktor $C = 5.26$, den Teilfolgenumfang $H_0 = 1 \times 10^6$ und dem Unregelmässigkeitsfaktor $I = 0.99$ vorgegeben.

Die Schädigungsrechnung der Einzelauslastungsgrade wurde mit den Methoden Miner Modifiziert nach Haibach und Miner Konsequent jeweils getrennt durchgeführt. Bei diesen Kollektivformen wurde aber kaum ein Unterschied zwischen den Verfahren festgestellt.

Die Effektive Schadenssumme wurde unabhängig von den beiden Verfahren aus dem Völligkeitsmass und der Untergrenze der Effektiven Miner-Summe $D_{m,min} = 0.3$ nach Gleichung 2.20 in Anlehnung an die FKM-Richtlinie berechnet.

Die Ergebnisse der proportionalen Einstufenversuche sind in Abbildung 7.36 in Form eines Interaktionsdiagrammes dargestellt.

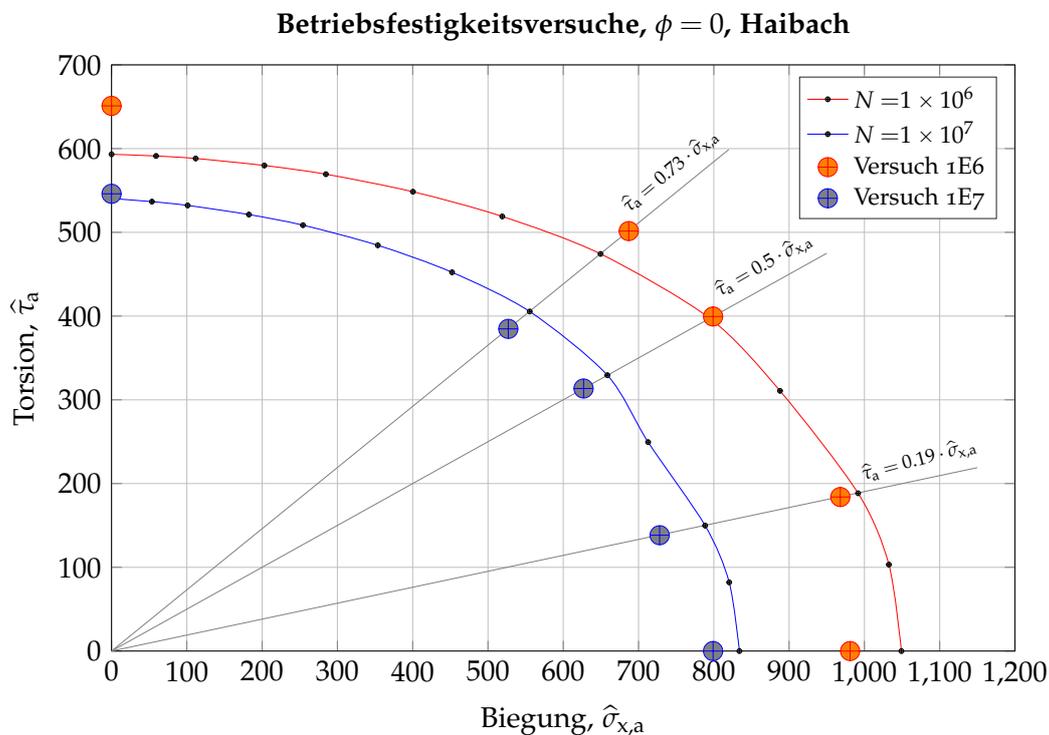


Abbildung 7.36.: Auslastungsgrade nach der MSH und Versuchsergebnisse ($P_{\bar{U}} = 50\%$)

7. Neue Mehrachsigkeitshypothese

Ersichtlich ist, dass bei reiner Torsion die Versuchsergebnisse bei einer Million Lastwechsel höher sind als die berechneten Werte. Die Ursache liegt unter anderem darin, dass bei diesen Versuchen bereits bei den hohen Beanspruchungszyklen die Streckgrenze überschritten wird. Denn für diesen Werkstoff wird nach dem von Mises Kriterium die Streckgrenze R_e bei $\tau = 526 \text{ MPa}$ erreicht, die grössten Amplituden des Kollektives waren bei 650 MPa .

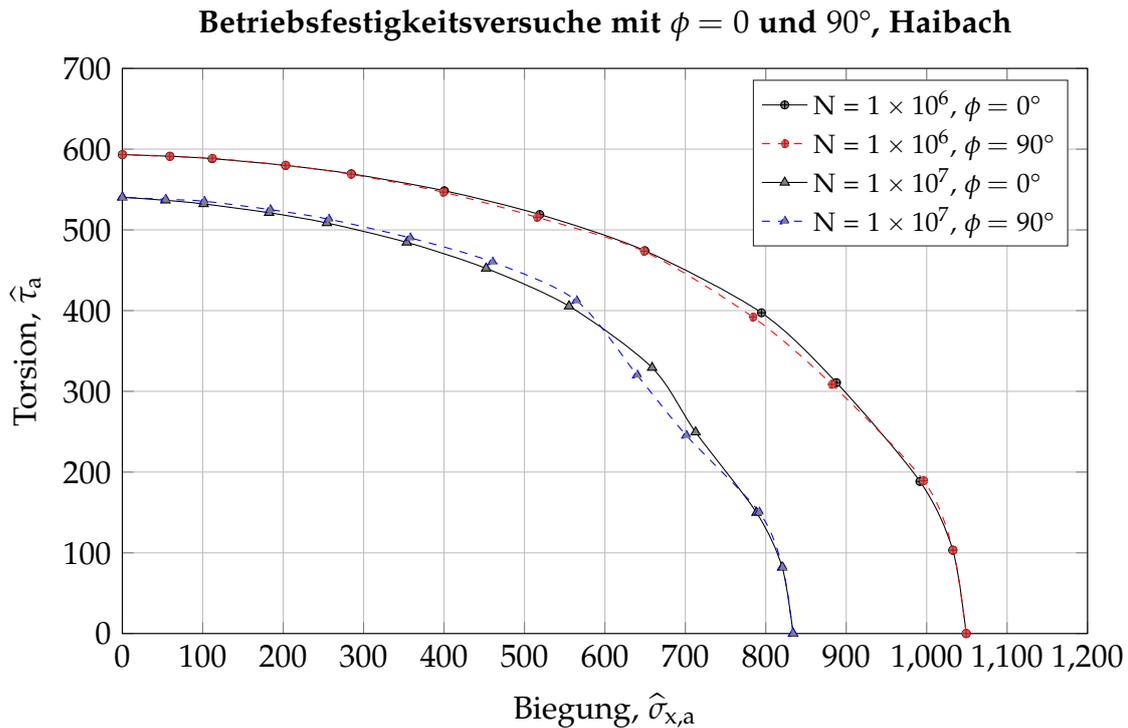


Abbildung 7.37.: Ertragbare Festigkeiten nach der MSH mit und ohne Phasenverschiebung

Bei phasenverschobenen Beanspruchungen kommt es nach der MSH zu einem geringen Abfall der Festigkeit im Bereich von $\hat{\tau}_a = 0.19 \cdot \hat{\sigma}_{x,a}$ bis $\hat{\tau}_a = 0.5 \cdot \hat{\sigma}_{x,a}$ gegenüber den Ergebnissen mit der GEH. In Abbildung 7.37 sind die ertragbaren Festigkeiten mit und ohne Phasenverschiebung im Interaktionsdiagramm aufgetragen.

Die Betriebsfestigkeitsversuche mit phasenverschobener Beanspruchung wurden mit einem Verhältnis $\hat{\tau}_a = 0.5 \cdot \hat{\sigma}_{x,a}$ durchgeführt. Der experimentell ermittelte Einfluss der Phasenverschiebung auf die Betriebsfestigkeit ist gering. Die Versuchsergebnisse und die Berechnung sind in Abbildung 7.38 abgebildet. Ersichtlich ist, dass eine Phasenverschiebung von 45° kaum eine Auswirkung auf die Lebensdauerlinie hat. Bei 90° kommt es zu einem geringen Festigkeitsabfall.

7.4. Validierung an Hand von Versuchsergebnissen

Betriebsfestigkeitsversuche mit $\hat{\tau}_a = 0.5 \cdot \hat{\sigma}_{x,a}$, Esderts Abb. 6.2 und 6.4 [28]

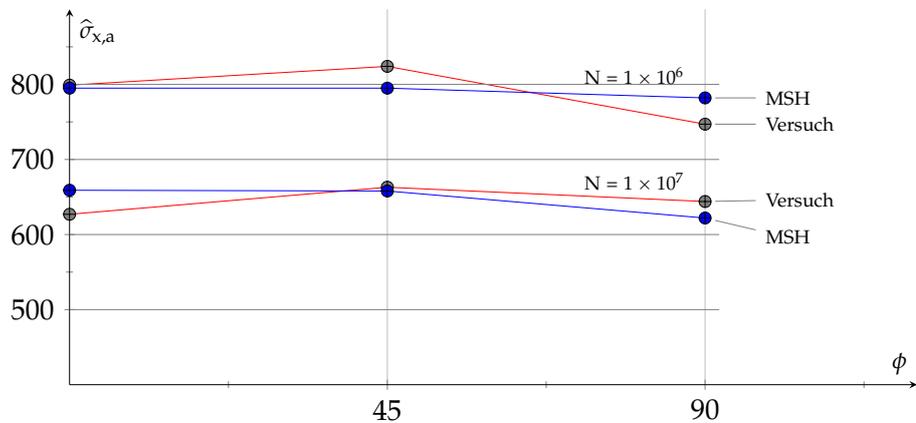


Abbildung 7.38.: Betriebsfestigkeitsversuche mit drei verschiedenen Phasenverschiebungen ϕ

Die Ergebnisse bei doppelter Frequenz sind in Abbildung 7.39 dargestellt. Sowohl bei den Versuchen als auch bei der Berechnung ergeben sich etwas geringere Festigkeiten als bei proportionalen Beanspruchungen.

Esderts, Abb. 6.3 [28], $\hat{\tau}_a = 0.5 \cdot \hat{\sigma}_{x,a}$, Betriebsfestigkeitsversuche, Haibach

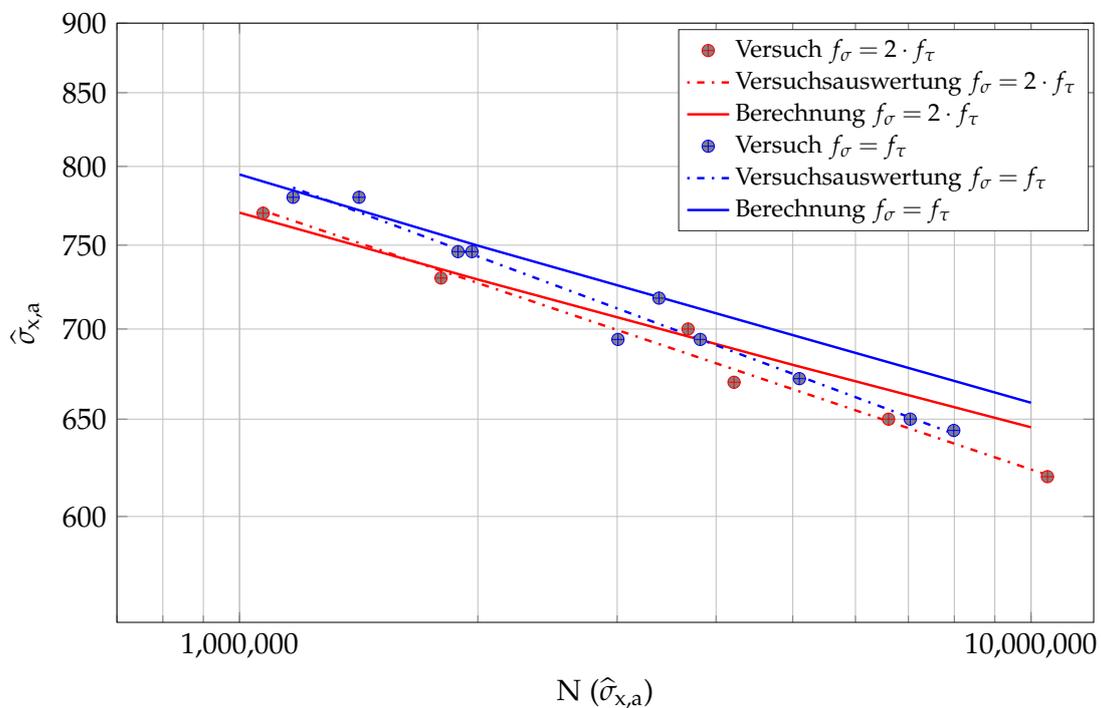


Abbildung 7.39.: Torsionsbeanspruchung mit halber Frequenz

7. Neue Mehrachsigkeitshypothese

Die Ergebnisse bei unkorrelierten Beanspruchungen sind in Abbildung 7.40 dargestellt. Die Berechnungsergebnisse decken sich gut mit den Versuchsergebnissen. Sowohl Versuch als auch Berechnung zeigen, dass es bei einer unkorrelierten Beanspruchung im Vergleich zur proportionalen Beanspruchung zu einer geringfügig höheren Lebensdauer kommt.

Esderts Abb. 6.5 [28], $\hat{\tau}_a = 0.5\hat{\sigma}_{x,a}$ Betriebsfestigkeitsversuche, Haibach, unkorreliert

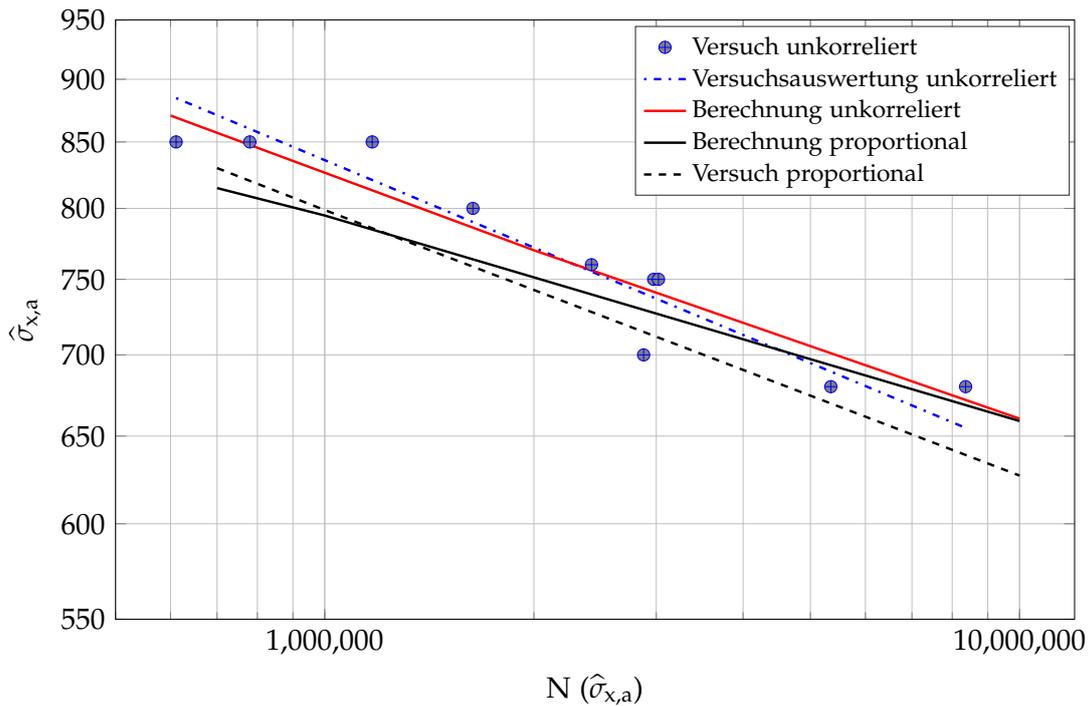


Abbildung 7.40.: Torsionsbeanspruchung unkorreliert zur Biegung

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass die Treffsicherheit der neuen Hypothese der Massgebenden Schnittebene sowohl die proportionalen Einstufenversuche als auch die proportionalen Betriebsfestigkeitsversuche bei ungeschweissten Bauteilen recht gut ist. Auch bei phasenverschobenen und unkorrelierten Beanspruchungen stimmen Versuchsergebnisse und Berechnung bei ungeschweissten Bauteilen gut überein.

Versuche mit überlagerter Mittelspannung

In der Praxis treten die dynamischen Beanspruchungen meist in Kombination mit Mittelspannungen auf. Die festigkeitsmässige Bewertung ist dann von besonderem Interesse, wenn sich die Mittelspannung von der dynamischen Beanspruchung unterscheidet. Daher wird zuerst der Fall einer schwingenden Torsion überlagert mit einer konstanten Biegung untersucht.

Anschliessend werden Versuche mit quasistatischen Mittellaständerungen analysiert. Bei diesen Versuchen wird die Anzahl der Torsionsschwingspiele pro Mittellastwechsel der Biegung variiert. Die Mittellastwechsel sind durch das Frequenzverhältnis f_τ/f_σ definiert. Die Frequenzverhältnisse 1, 10^1 , 10^2 , 10^3 und 10^4 wurden untersucht.

In Abbildung 7.41 sind die Ergebnisse dargestellt. Bei konstanter Mittelspannung decken sich die Berechnungsergebnisse sehr gut mit den Versuchen. Bei Lastspielen unter 1×10^5 kommt es aufgrund plastischer Deformationen zu einem Knick bei den Versuchsergebnissen. Bei den Versuchen mit quasistatischer Mittellaständerung liegen die Berechnungsergebnisse einheitlich um rund 9 % unter den Mittelwerten der Versuchsergebnisse.

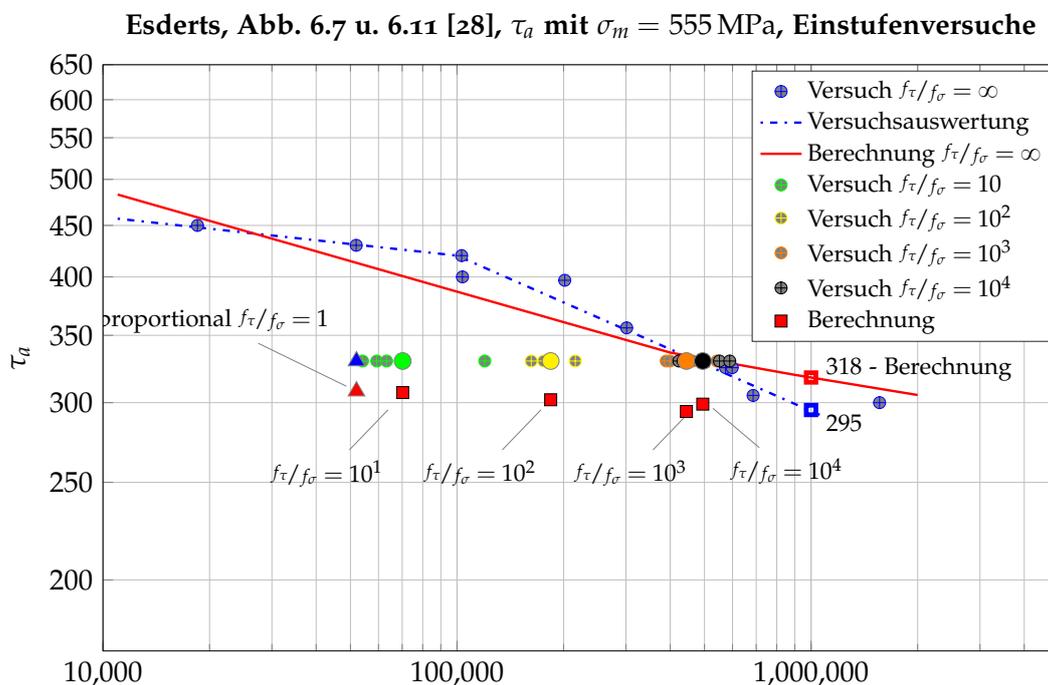


Abbildung 7.41.: Wechselnd wirkende Torsion überlagert mit konstanter Biegung sowie mit quasistatischer Mittellaständerung mit $\tau_a = 330$ MPa und $\sigma_a = 555$ MPa

7. Neue Mehrachsigkeitshypothese

Esderts, Abb. 6.8 [28], $\hat{\tau}_a$ mit $\sigma_m = 555$ MPa, Betriebsfestigkeitsversuche, Haibach

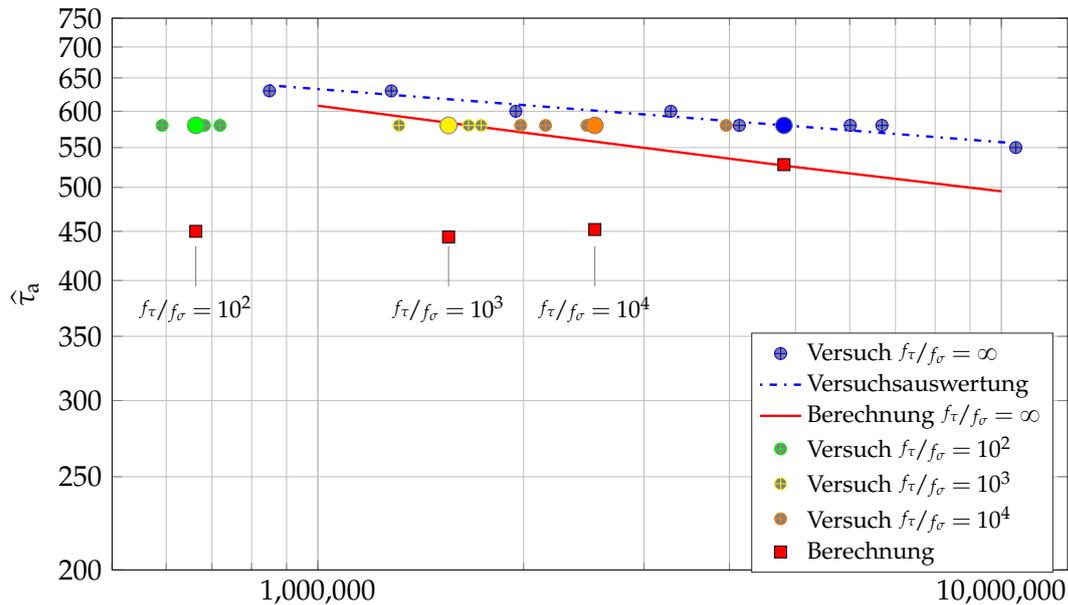


Abbildung 7.42.: Wechselnd wirkende Torsion überlagert mit konstanter Biegung sowie mit quasistatischer Mittellaständerung mit $\hat{\tau}_a = 580$ MPa und $\sigma_m = 555$ MPa

In Abbildung 7.42 sind die Ergebnisse der Betriebsfestigkeitsversuche mit konstanter und quasistatischer Mittellast bei wechselnder Torsion dargestellt.

Esderts, Abb. 6.9 [28], σ_a mit $\tau_m = 500$ MPa, Einstufenversuche

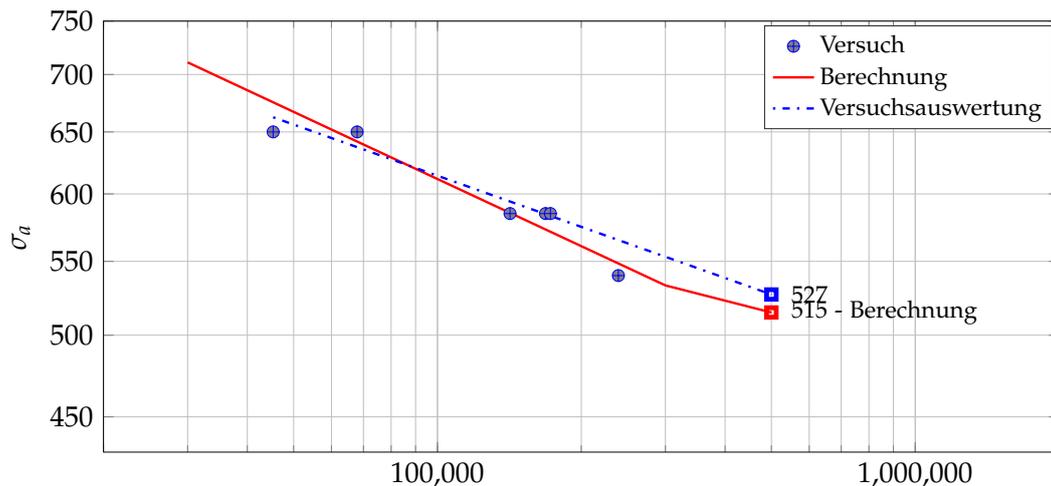


Abbildung 7.43.: Wechselnd wirkende Biegung überlagert mit konstanter Torsion $\tau_m = 500$ MPa

Bei den Betriebsfestigkeitsversuchen mit konstanter Mittellast liegt die Berechnung um knapp 9% und bei den quasistatischen Mittellaständerungen um 23% unter den Versuchsergebnissen. Zu beachten ist, dass es aufgrund der hohen Beanspruchung bei allen Versuchen zu einer plastischen Deformation kommt.

Die Ergebnisse bei schwingender Biegung überlagert mit einer statischen Torsion für Einstufenversuche sind in Abbildung 7.43 und für Betriebsfestigkeitsversuche in Abbildung 7.44 dargestellt. Bei keinem Versuch wurde ein nennenswerter Abfall auf die Festigkeit gegenüber der reinen Biegebeanspruchung festgestellt. Die Berechnungsergebnisse stimmen mit den Versuchsergebnissen gut überein.

Esderits Bild 6.10 [28], Wechselnde Biegung mit $\tau_m = 500$ MPa Betriebsfestigkeitsv.

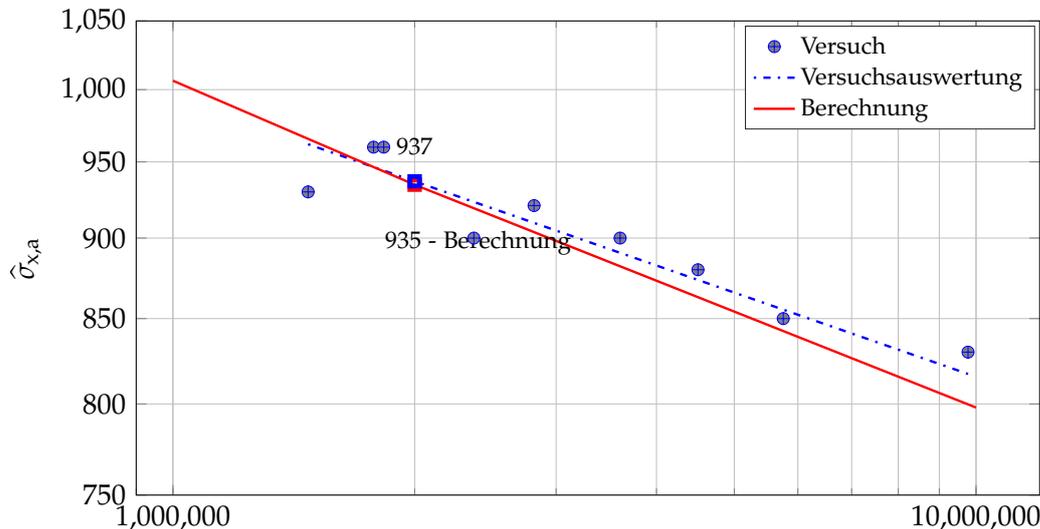


Abbildung 7.44.: Wechselnd wirkende Biegung überlagert mit konstanter Torsion

Bei den Versuchen mit abwechselnden Beanspruchungen wurde die Biege- und Torsionskomponente mit je 100 Schwingspielen aufgebracht. Die Versuche wurden mit $\tau_a/\sigma_a = 0.5$ und 0.68 durchgeführt, wobei die Biegespannung mit ± 600 MPa nicht verändert wurde. In Abbildung 7.45 ist für den Werkstoff 30CrNiMo8 das Verhalten bei den Block-Box-Versuchen dargestellt.

Bei der Versuchsnachrechnung wurde die Lebensdauer konservativer vorhergesagt. Bei $\tau_a = 300$ MPa ist die berechnete ertragbare Beanspruchung um 15% kleiner als die bei den Versuchen ermittelt wurde und bei $\tau_a = 408$ MPa ist die berechnete ertragbare Beanspruchung um 12% kleiner.

7. Neue Mehrachsigkeitshypothese

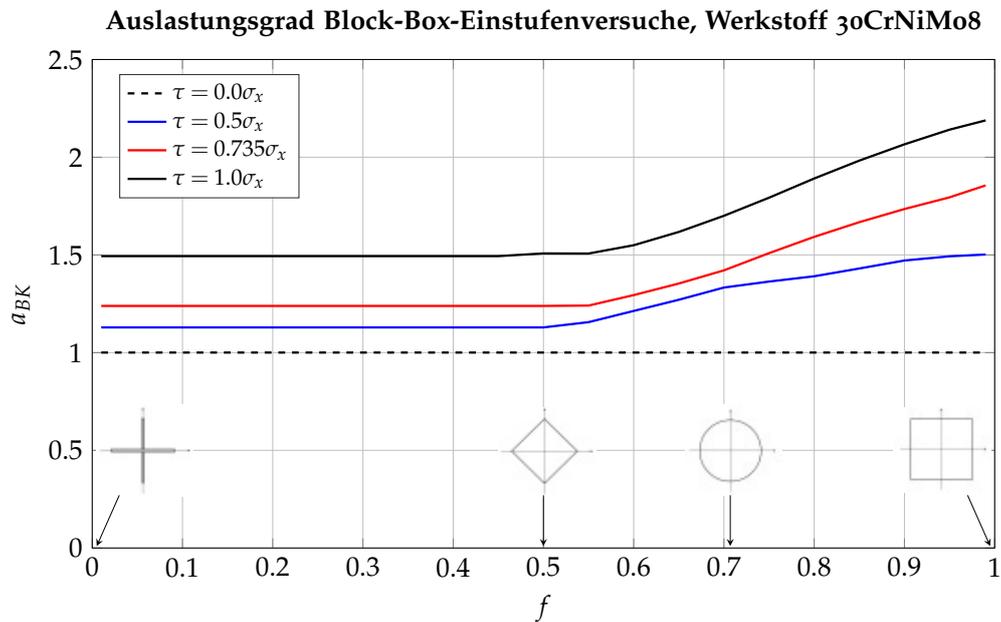


Abbildung 7.45.: Block-Box-Beanspruchung Biegung und Torsion, Werkstoff 30CrNiMo8

Bei den Betriebsfestigkeitsversuchen mit abwechselnder Beanspruchung ist das Berechnungsergebnis ebenfalls um rund 9 % kleiner als die Versuchsergebnisse. Bei den Versuchen mit abwechselnder Beanspruchung liegt das Verfahren MSH hier um gut 10 % auf der sicheren Seite.

7.4.2. Versuchsnachrechnung geschweisster Bauteile

Bei den geschweissten Bauteilen wird der Auslastungsgrad analog zu den ungeschweissten Bauteilen berechnet. Die Eingangsgrößen für die Mehrachsigkeitshypothese sind die Kerbspannungswöhlerlinien für Schub und Biegung. Bei der Validierung werden die Kerbspannungen aus den Nennspannungen und den Kerbfaktoren berechnet.

Die Validierung der Hypothese der Massgebenden Schnittebene erfolgt anhand der Beispiele von Witt [34]. Die Nennspannungs-Wöhlerlinien für Biegung und Torsion der Rohr-Flansch-Probe aus Stahl StE 460 sind in Abbildung 7.46 abgebildet.

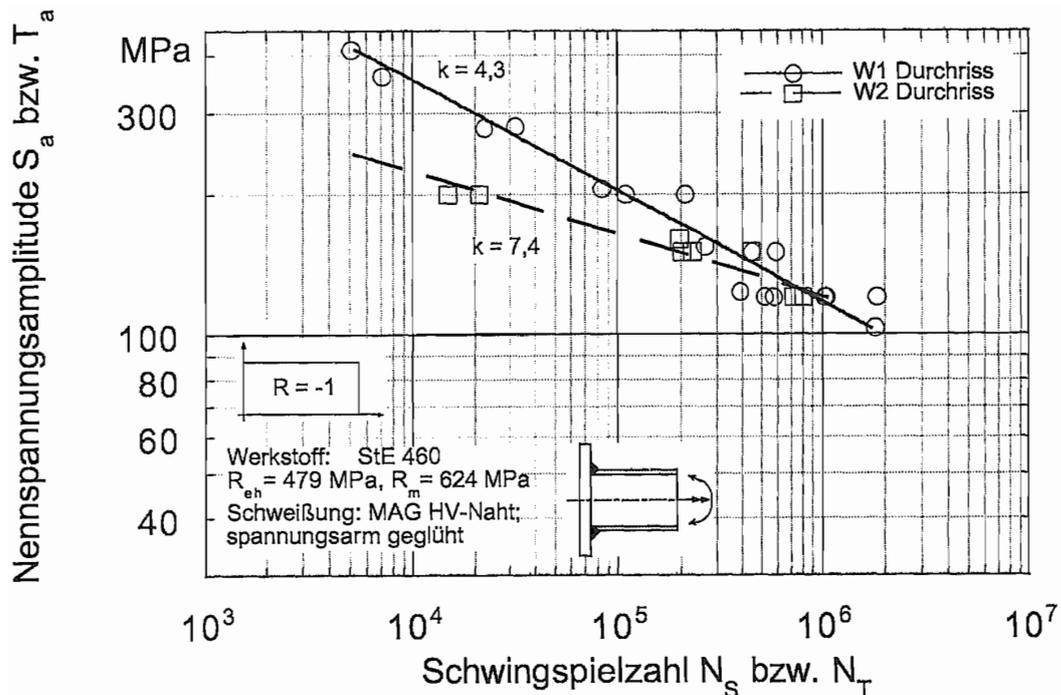


Abbildung 7.46.: Wöhlerlinien einer Rohr-Flansch-Verbindung für Biegung und Torsion Abbildung 7.46

Die lokalen Festigkeiten für die Berechnung wurden aus den Nennspannungen abgeleitet und sind in Tabelle 7.6 angegeben. Die Kerbspannungswöhlerlinie für Biegung wird durch σ_D , $N_{D\sigma}$ und k_σ und für Torsion durch τ_D , $N_{D\tau}$ und k_τ festgelegt. Weiters sind die Kerbfaktoren für den Nahtübergang aussen als kritische Stelle in dieser Tabelle angegeben.

7. Neue Mehrachsigkeitshypothese

Tabelle 7.6.: Kerbspannungs-Wöhlerlinien für $P_{\dot{U}} = 50\%$ und Kerbfaktoren der Nachweisstelle

σ_D	N_{D_σ}	k_σ	τ_D	N_{D_τ}	k_τ	$K_{f_{a,B_\perp}}$	$K_{f_{a_{II}}}$	$K_{f_{a_\tau}}$
204	2×10^6	4.3	121	1×10^7	7.4	2.0	1.4	1.4

Normalerweise wird der Kerbspannungs-Zeit-Verlauf für die Nachweisstelle aus den Strukturspannungen und den Kerbfaktoren berechnet. Im folgenden Beispiel wurde ein einzelner Kerbfaktor für den Lastfall Biegung ermittelt. Die Beanspruchungs-Zeit-Verläufe der einzelnen Komponenten sind:

$$\sigma_{k,a_\perp}(t) = \sigma_{N_\perp}(t) \cdot K_{f_{a,B_\perp}} \quad (7.33a)$$

$$\sigma_{k,a_{II}}(t) = \sigma_{N_{II}}(t) \cdot K_{f_{a_{II}}} \quad (7.33b)$$

$$\tau_{k,a_{II}}(t) = \tau_{N_{II}}(t) \cdot K_{f_{a_\tau}} \quad (7.33c)$$

Die Geometrie der geschweissten Probe ist in Abbildung 7.47 dargestellt. Nach Witt wurden das Rohr mit einer HY-Naht an den Flansch angeschweisst. Diese wurde in Horizontalposition mittels MAG-Verfahren hergestellt.

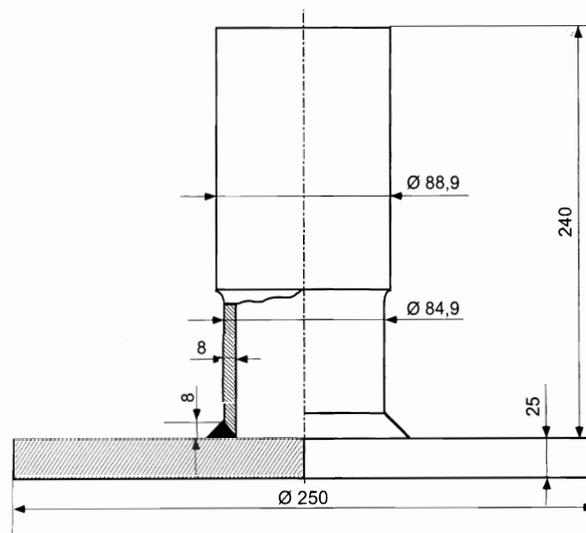


Abbildung 7.47.: Geometrie der Rohr-Flansch-Probe [34]

Die Ergebnisse der Versuche und der Berechnung der geschweissten Rohr-Flansch-Verbindung werden in Interaktions-Diagrammen dargestellt. Die angeführten Beanspruchungen sind die anteiligen Komponenten der Kerbspannungen, die aus den Nennspannungen und den Kerbfaktoren berechnet wurden.

7.4. Validierung an Hand von Versuchsergebnissen

In Abbildung 7.48 sind die Ergebnisse bei gleichphasiger Beanspruchung ersichtlich. Bei dieser Beanspruchung stimmt die Berechnung mit den Versuchsergebnissen exakt überein.

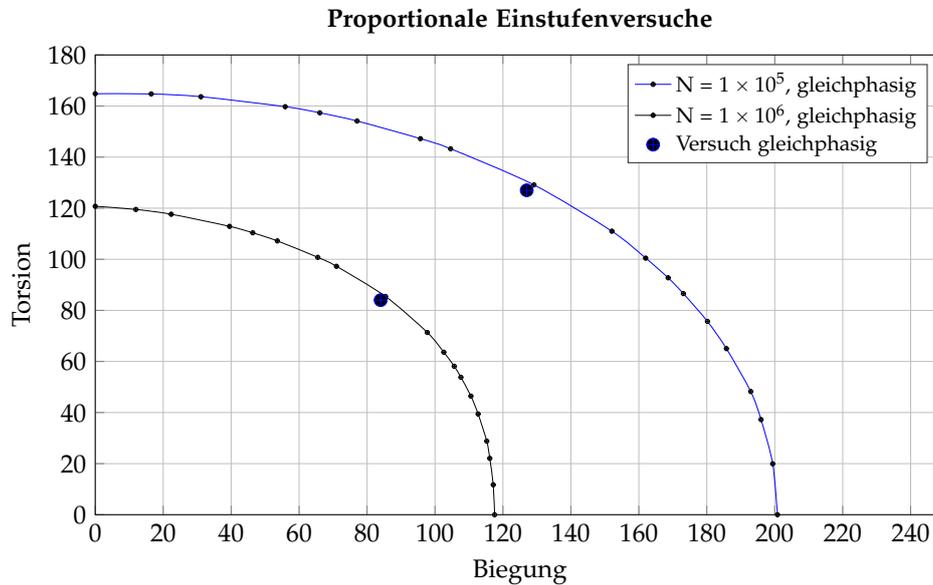


Abbildung 7.48.: Einstufenversuche geschweisster Rohr-Flansch-Verbindung, Quelle Witt, Bsp. W_1 , W_2 und W_3 [34]

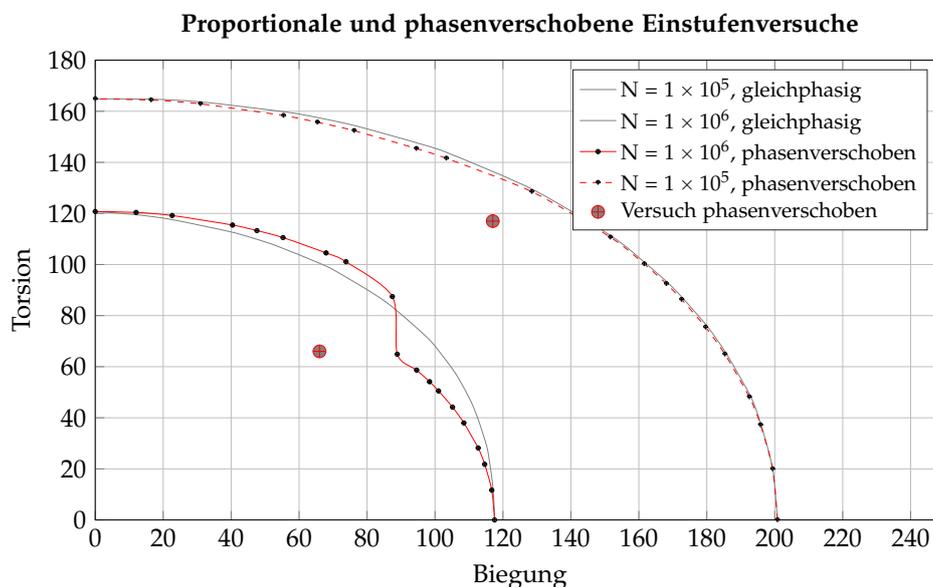


Abbildung 7.49.: Einstufenversuche geschweisster Rohr-Flansch-Verbindung, Quelle Witt, Bsp. W_1 , W_2 , W_3 und W_4 [34]

8. Zusammenfassung

In dieser Arbeit wird ein neuer durchgängiger und verbesserter Ermüdungsfestigkeitsnachweis von Schienenfahrzeugen von der Auslegung bis zur Validierung vorgestellt. Durch diesen wird nun nicht nur ein Vergleich des rechnerischen Festigkeitsnachweises mit den für die Zulassung erforderlichen Versuchsergebnissen ermöglicht, sondern auch die Treffsicherheit deutlich erhöht.

Um den Betriebsfestigkeitsnachweis von geschweissten Bauteilen in Kombination mit gängigen FE-Modellen zu ermöglichen, wird in dieser Arbeit das Kerbspannungskonzept vervollständigt. Bei Beanspruchungen quer zur Schweissnaht wird nachgewiesen, dass eine Hinterschneidung bei der Modellierung der Ersatzkerbe den Unterschied zwischen Nahtübergangsfestigkeit und Nahtwurzelfestigkeit aufhebt. Für den Festigkeitsnachweis von längs zur Schweissnaht beanspruchter Stösse werden die Kerbfaktoren aus dem Nennspannungskonzept in Abhängigkeit vom gewählten Referenzradius und vom Grad der Durchschweissung der Nähte abgeleitet. Analog dazu werden auch die Kerbfaktoren für auf Schub beanspruchte Schweissnähte bestimmt. Darüber hinaus werden die Auswirkungen von Imperfektionen und nachträglichen Verbesserungsmassnahmen, der Einfluss von Mittel- und Eigenspannungen sowie der Grösseneinfluss beschrieben und durch Kenngrössen in der Berechnung berücksichtigt. Neu ist, dass sowohl die Nahtqualität als auch die Beanspruchungsart Auswirkung auf den Grösseneinfluss haben und dass dieser nun auch für auf Schub beanspruchte Nähte anwendbar ist. Bei der Validierung dieses überarbeiteten Kerbspannungskonzeptes werden Versuche ausgewertet und die Methode der Übertragungsfaktoren überprüft. Neben einer Fehlerabschätzung bei Vorliegen einer idealen Geometrie wird auch der Einfluss von Winkel- und Kantenversatz analysiert. Aus den Ergebnissen dieser Untersuchungen wird für das Kerbspannungskonzept eine Anwendungsempfehlung abgeleitet. Teil dieser Empfehlung ist das neue Verfahren für den Betriebsfestigkeitsnachweis mit gemessenen Beanspruchungen. Im Unterschied zu den derzeit gängigen Verfahren berücksichtigt dieses den Spannungsgradienten in die Tiefe. Dadurch müssen nun die Übertragungsfaktoren aus den Kerbfaktoren in Abhängigkeit von der Belastung abgeleitet werden.

8. Zusammenfassung

Bei der Beschreibung der derzeit gängigen Verfahren zur Bewertung mehrachsig beanspruchter Bauteile wird betont, dass derzeit mit den vorhandenen Regelwerken und Hypothesen kein zufriedenstellender Festigkeitsnachweis gegeben ist. So werden die Anforderungen an die Drehinvarianz oder die korrekte Berücksichtigung der Mittelspannung meist nicht befriedigend erfüllt. Mit der „Hypothese der Maßgebenden Schnittebene“ wird ein neuer Lösungsansatz zur Bewertung mehrachsiger Beanspruchungen vorgestellt. Bei dieser Methode werden nun Einzelauslastungsgrade mittels linearer Schadensakkumulationshypothese in der Maßgebenden Schnittebene berechnet, wobei diese Schnittebene aus dem zeitlichen Verlauf des Spannungstensors abgeleitet wird. Die Kombination der in dieser Ebene ermittelten Einzelauslastungsgrade zu einem Vergleichsauslastungsgrad erfolgt mit einem neuen Interaktionsparameter. Wesentlich dabei ist, dass die einzelnen Mittelspannungskomponenten nun durch eine vorzeichenbehaftete Vergleichsmittelspannung im Nachweis berücksichtigt werden. Diese Vergleichsmittelspannung wird in Abhängigkeit von einem experimentell abgeleiteten Werkstoffparameter kleiner, wenn zyklische Biegebeanspruchungen mit einer konstanten Torsion überlagert werden. Die für die lineare Schadensakkumulationsrechnung benötigte Bauteilwöhlerlinie wird durch Interpolation zwischen den Wöhlerlinien für Biegung und Torsion bestimmt.

Bei der Validierung der neuen Vergleichspannungshypothese wird diese zuerst auf Stabilität und Drehinvarianz überprüft. Im Gegensatz zu den nicht drehinvarianten Ergebnissen der FKM-Richtlinie erhält man nun eindeutige Ergebnisse. Zu erwähnen ist, dass es bei phasenverschobener Einstufenbeanspruchung sowohl zu einer Lebensdauerverkürzung als auch zu einer Lebensdauerverlängerung in Abhängigkeit von den Werkstoffeigenschaften kommen kann. Mit Festigkeitsnachweisen von Sinusbeanspruchungen, die mit verschiedenen Frequenzen überlagerten sind, wird nachgewiesen, dass der Einfluss der Mittelspannung ebenfalls drehinvariant berücksichtigt wird. In einer darauffolgenden Analyse von Block-Box-Signalen wird für einen grossen Bereich der Nachweis auf Stabilität und Stetigkeit erbracht, da mit diesen Block-Box-Versuchen sowohl einachsige, proportionale, phasenverschobene als auch zeitlich versetzt wirkende Beanspruchungen generiert werden können. Durch die zusätzliche Variation der Werkstoffeigenschaften wird die Eignung des Verfahrens für einen großen Einsatzbereich nachgewiesen.

Im Anschluss erfolgt eine Validierung durch Nachrechnen von Versuchsreihen der TU-Clausthal. Anhand der Versuche mit konstanten Amplituden wird gezeigt, dass die berechneten Wöhlerlinien mit den experimentellen Wöhlerlinien sowohl bei proportionaler als auch bei phasenverschobener Beanspruchung

sehr gut übereinstimmen.

Auch bei den Betriebsfestigkeitsversuchen stimmen Berechnungs- und Versuchsergebnisse sehr gut überein. Neben proportionalen Beanspruchungen werden phasenverschobene Beanspruchungen, Versuche mit doppelter Torsionsfrequenz sowie unkorreliert wirkende Beanspruchungskomponenten nachgerechnet und mit den Versuchsergebnissen verglichen. Für alle diese Beanspruchungen liefert das neue Verfahren sehr gute Ergebnisse.

Durch das Nachrechnen von Versuchen mit überlagerter Mittelspannung wurde die Hypothese sowohl für die Lastfälle mit konstanter Amplitude als auch für Betriebslastfolgen bezüglich Mittelspannungseinfluss analysiert und bestätigt. Auch bei den Versuchen mit zeitlich variiertter Mittelspannung ergibt sich eine sehr gute Treffsicherheit. Allein bei den Betriebslastversuchen mit variiertter Mittelspannung wird die Lebensdauer unterschätzt, wobei es bei diesen Versuchen bei den hohen Amplituden bereits zu plastischen Deformationen, die das Ergebnis entsprechend verfälschen, kommt.

Bei den geschweissten Bauteilen erfolgt das Nachrechnen in Kombination mit dem Kerbspannungskonzept. Bei den proportionalen Beanspruchungen weisen Berechnung und Versuch eine ausgezeichnete Übereinstimmung auf. Der Festigkeitsabfall durch eine Phasenverschiebung wird ebenfalls vorhergesagt, jedoch nicht ganz so deutlich wie bei den Versuchen.

Durch die Validierung der Methode wird die Treffsicherheit des neuen Verfahrens zur Bewertung mehrachsige beanspruchter Bauteile sowohl für geschweisste als auch für nicht geschweisste Bauteile bestätigt.

Abbildungsverzeichnis

1.1.	Fahrwerkrahmen mit Schweissnahtdetail	1
1.2.	Validierungsprogramm für die mechanischen Festigkeit	2
1.3.	Vergleich verschiedener Regelwerke für den Festigkeitsnachweis	5
2.1.	Schema des Ermüdungsfestigkeitsnachweises nach der FKM-Richtlinie	8
2.2.	Einzellastfälle für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis	9
2.3.	Versuchsdatenauswertung	12
2.4.	Einseitige Toleranzgrenze k_i für die statistische Versuchsdatenauswertung	14
2.5.	Einfluss der Zugfestigkeit auf Konstruktionsfaktor	15
2.6.	Stützzahl nach Siebel und Stieler, Quelle Radaj	17
2.7.	Spannungsmittelungsansatz nach Neuber, Quelle Radaj	18
2.8.	Haigh-Diagramm für Normalspannungen	19
2.9.	Haigh-Diagramm für Schubspannungen	20
2.10.	Modifikationen der Miner Regel	21
2.11.	Bewertung der Miner-Regel-Modifikationen	22
2.12.	Anwendungsempfehlung der Miner Regel	24
2.13.	Sicherheitskonzept	25
3.1.	Festigkeitsnachweiskonzepte	27
3.2.	Bauteil-Wöhlerlinien des Nennspannungskonzeptes nach IIW . .	29
3.3.	Verlauf des Rissfortschrittes pro Laufleistung einer Radsatzwelle	32
4.1.	Kerböffnungs- und Nahtanstiegswinkel	34
4.2.	Kreuzstoss	35
4.3.	Kerbfaktoren einer Doppelkehlnahtverbindung	36
4.4.	Parametervergleich von Kerbfaktoren einer Doppelkehlnahtverbindung	37
4.5.	Charakteristische Schwingfestigkeitswerte für den Kerbspannungsnachweis	39
4.6.	Versuchsdatenauswertung, FE-Modell mit Hinterschneidung . .	41
4.7.	Versuchsdatenauswertung, FE-Modell mit Ausrundung	42
4.8.	Kerbfaktoren nach Radaj	43

4.9. Wöhlerlinienexponent aus Versuchen	43
4.10. Kerbfaktoren bei Längsbeanspruchung	44
4.11. Festigkeiten bei Schubbeanspruchung	45
4.12. Bewertung von Schweissnahtenden	47
4.13. Wanddickeneinfluss nach der IIW	49
4.14. Wanddickeneinfluss nach Maddox	50
4.15. Wanddickeneinfluss analytisch berechnet	51
4.16. Spannungskomponenten am T-Stoss	54
4.17. Randbedingungen Kreuzstoss	55
4.18. Kastenträger mit Schweissnähte und Kerbfaktoren	57
4.19. Kastenträger zur Validierung der Randbedingungen	57
4.20. Kastenträger zur Validierung von Winkel- und Kantenversatz	58
5.1. Berechnung der Strukturspannung	61
5.2. Flachstab	62
5.3. Übertragungsfaktor X_A für den Flachstab in Abhängigkeit vom Beanspruchungsverhältnis σ_B/σ_M	63
5.4. Übertragungsfaktor X_A für den Flachstab in Abhängigkeit vom Beanspruchungsverhältnis σ_M/σ_B	64
5.5. Struktur- und Kerbspannung	67
5.6. HV-Naht am Fahrwerkrahmen	71
5.7. Übertragungsfaktor pro Lastfall	71
5.8. Übertragungsfaktoren an einem Fahrwerkrahmen	72
5.9. Schema zur Bestimmung der Übertragungsfaktoren	73
6.1. Wöhlerlinien für Biegung und Torsion	76
6.2. Auslastungsgrade infolge reiner Biegung bei gedrehtem Koordinatensystem	77
6.3. Interaktionsdiagramm für duktile Werkstoffe	79
6.4. Rohr mit eingeschweisstem Deckel	82
6.5. Auslastungsgrad einer Schweissnaht, Rohr mit eingeschweisstem Deckel, Sondergüte, der Auslastungsgrad sollte 1.0 sein.	82
7.1. Typisches Radsatzkollektiv bei Biegung	84
7.2. Flussdiagramm: Vergleichsauslastungsgrad nach FKM-Richtlinie	86
7.3. Flussdiagramm 1: Vergleichsauslastungsgrad nach der Vergleichsspannungshypothese der massgebenden Schnittebene	87
7.4. Flussdiagramm 2: Vergleichsauslastungsgrad nach der Vergleichsspannungshypothese der massgebenden Schnittebene	88
7.5. Mohr'scher Spannungskreis	89
7.6. Verlauf der Kenngrösse $M_{KS}(\Theta)$	92

7.7. Kenngrösse $K_{W\tau}$	94
7.8. Kenngrösse K_{WL}	94
7.9. Kenngrössen $\sigma_{m_{\max}}$ und σ_{vm} , dargestellt über σ_{m_M}	97
7.10. Vergleichsmittelspannung bei rein wechselnder Biegung und $D_{Int}=1.0$	98
7.11. Vergleichsmittelspannung bei rein wechselnder Biegung und $D_{Int}=0.12$	98
7.12. Vergleichsmittelspannung bei rein wechselnder Torsion und $D_{Int}=1.0$	99
7.13. Vergleichsmittelspannung bei rein wechselnder Torsion und $D_{Int}=0.12$	99
7.14. Bauteil-Wöhlerlinie als Funktion der Beanspruchung	101
7.15. Phasenverschobene Einstufenbeanspruchung	105
7.16. Transformierte Einstufenbeanspruchung	106
7.17. Einzelauslastungsgrade	107
7.18. Vergleichsauslastungsgrade	107
7.19. Sinusförmige Beanspruchung	109
7.20. Beanspruchung in der Massgebenden Schnittebene α	109
7.21. Definition der Block-Box-Beanspruchung	110
7.22. Typische Block-Box-Beanspruchungen	110
7.23. Block-Box-Beanspruchung Bsp. D1	111
7.24. Block-Box-Beanspruchung bei $f = 0$	111
7.25. Block-Box-Beanspruchung Bsp. D2	112
7.26. Block-Box-Beanspruchung Bsp. D3	112
7.27. Block-Box-Beanspruchung Bsp. D1b	113
7.28. Block-Box-Beanspruchung Bsp. D2b	114
7.29. Block-Box-Beanspruchung Bsp. D3b	114
7.30. Block-Box-Beanspruchung Bsp. P	115
7.31. Block-Box-Beanspruchung Bsp. Pb	115
7.32. Rundprobe	116
7.33. Einstufenversuche gleichphasig	117
7.34. Einstufenversuche gleichphasig und phasenverschoben	118
7.35. Ausschnitt aus der Gauss-Zufallsfolge	118
7.36. Betriebsfestigkeitsversuche gleichphasig	119
7.37. Betriebsfestigkeitsversuche gleichphasig und phasenverschoben .	120
7.38. Betriebsfestigkeitsversuche mit verschiedenen Phasenverschie- bungen	121
7.39. Torsionsbeanspruchung mit halber Frequenz	121
7.40. Torsionsbeanspruchung unkorreliert zur Biegung	122

7.41. Wechselnd wirkende Torsion überlagert mit konstanter Biegung, Einstufenversuche	123
7.42. Wechselnd wirkende Torsion überlagert mit konstanter Biegung, Betriebsfestigkeitsversuche	124
7.43. Wechselnd wirkende Biegung überlagert mit konstanter Torsion, Einstufenversuche	124
7.44. Wechselnd wirkende Biegung überlagert mit konstanter Torsion, Betriebsfestigkeitsversuche	125
7.45. Block-Box-Beanspruchung Biegung Torsion	126
7.46. Wöhlerlinien einer Rohr-Flansch-Verbindung	127
7.47. Geometrie der Rohr-Flansch-Probe	128
7.48. Einstufenversuche, geschweisste Rohr-Flansch-Verbindung	129
7.49. Einstufenversuche, geschweisste Rohr-Flansch-Verbindung phasenverschoben	129
7.50. Phasenverschobene Einstufenversuche, Versuchsserie W ₄ von Witt	130
A.1. Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall A	141
A.2. Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall B	142
A.3. Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall C	142
A.4. Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall D	143
A.5. Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall E	143
A.6. Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall F	144
A.7. Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall G	144
A.8. Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall H	145
A.9. Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall I	145
A.10. Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall J	146
A.11. Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall K	146
A.12. Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall L	147
A.13. Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall M	147
A.14. Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall N	148
A.15. Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall O	148
A.16. Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall P	149
A.17. Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall Q	149

Anhang

A. Einstufenversuche mit und ohne Phasenverschiebung

In diesem Anhang wird der Einfluss einer Phasenverschiebung von 90° zwischen Biegung und Torsion auf die Wöhlerlinie in Abhängigkeit von den Wöhlerlinien für reinen Schub und reiner Biegung sowie einer zweiten, proportionalen Normalspannungskomponente für ausgewählte Situationen abgebildet.

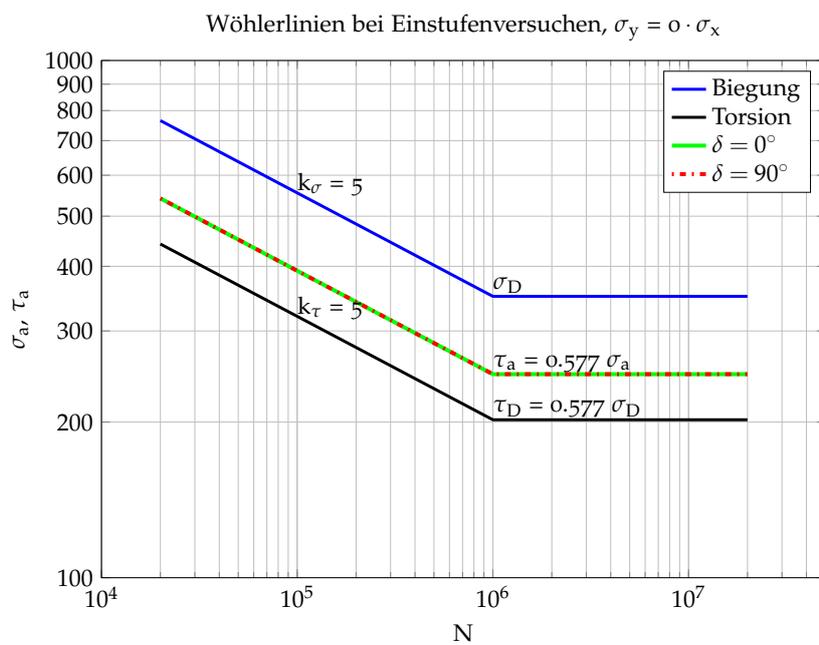


Abbildung A.1.: Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall A

A. Einstufenversuche mit und ohne Phasenverschiebung

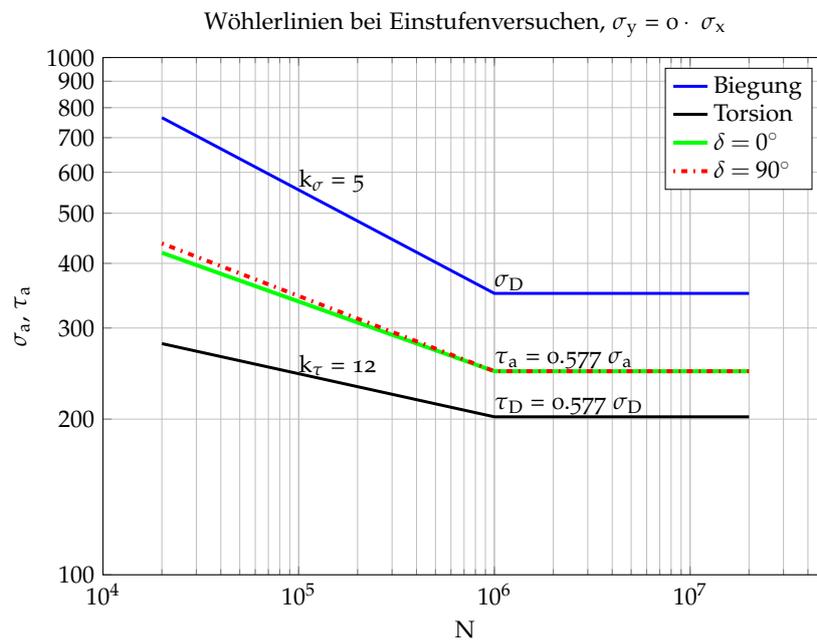


Abbildung A.2.: Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall B

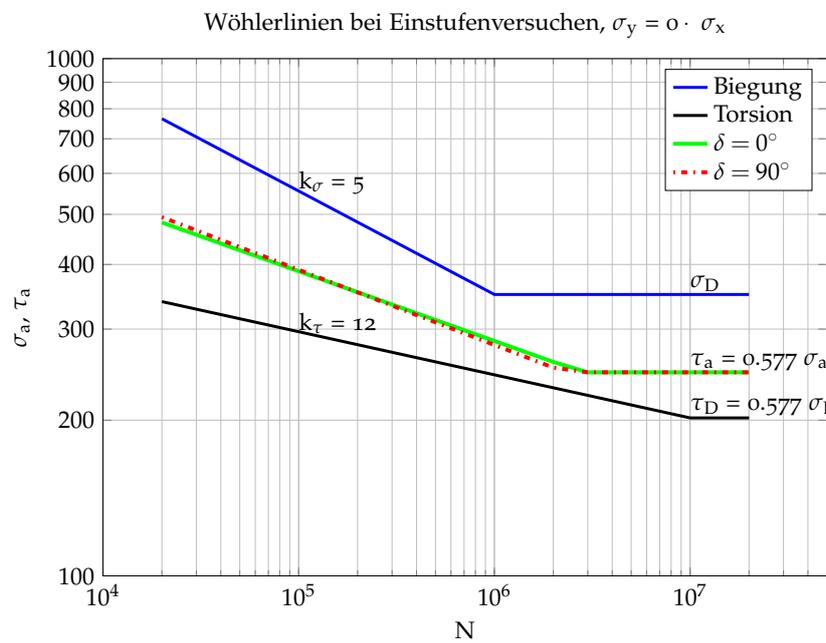


Abbildung A.3.: Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall C

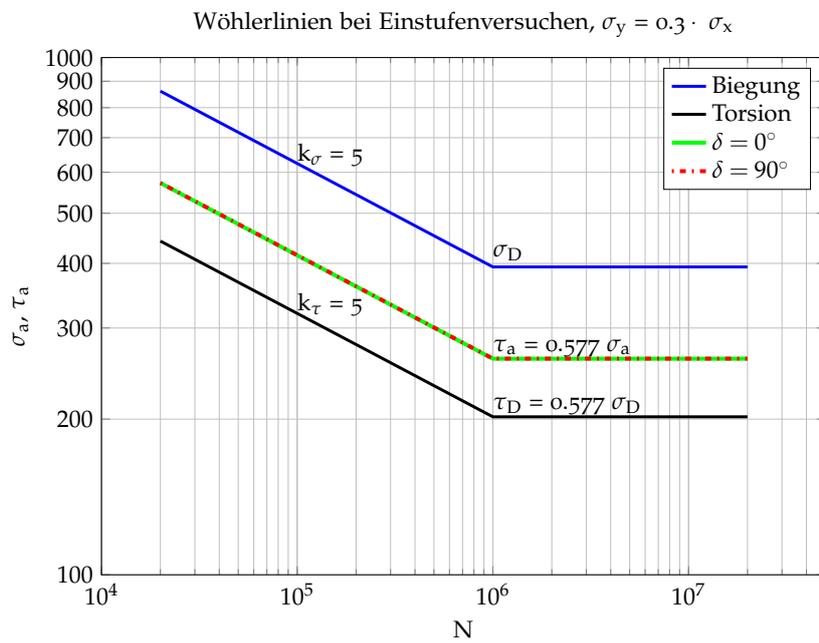


Abbildung A.4.: Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall D

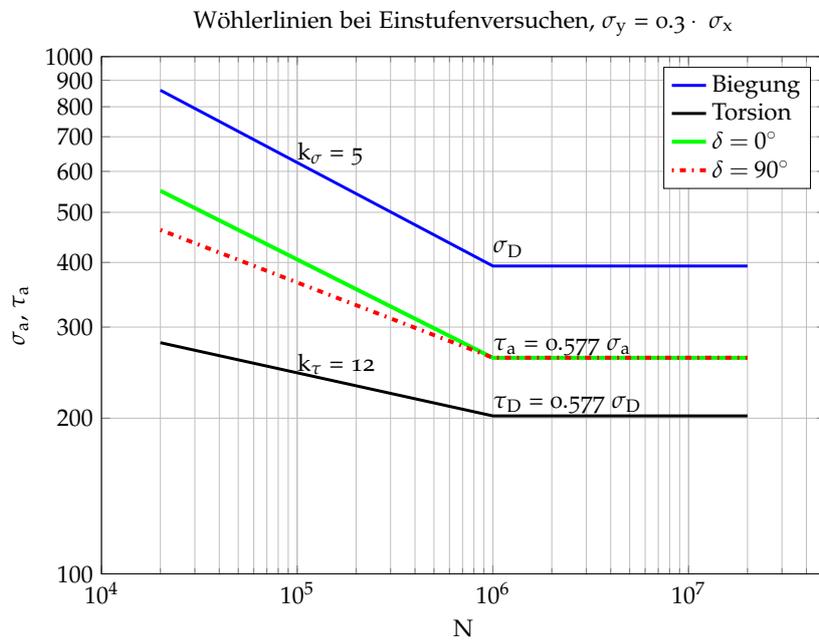


Abbildung A.5.: Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall E

A. Einstufenversuche mit und ohne Phasenverschiebung

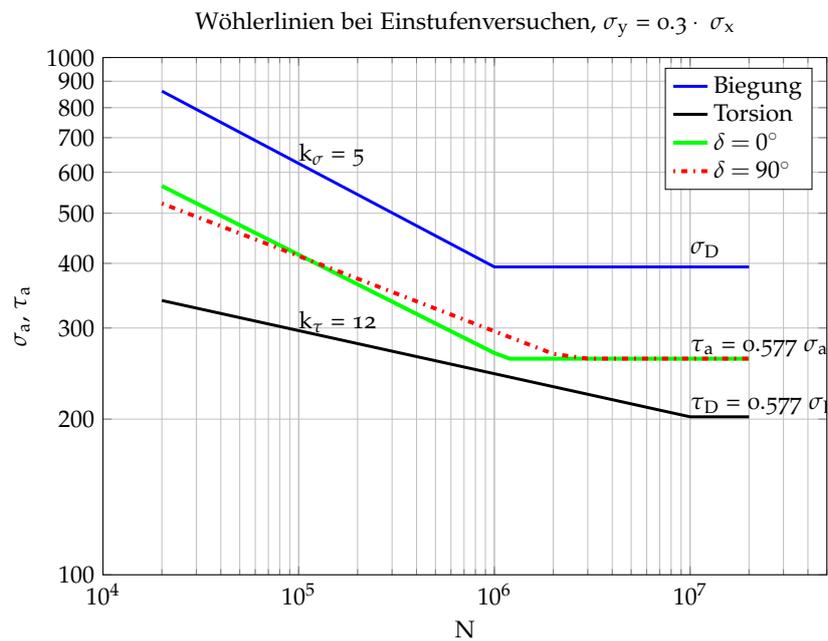


Abbildung A.6.: Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall F

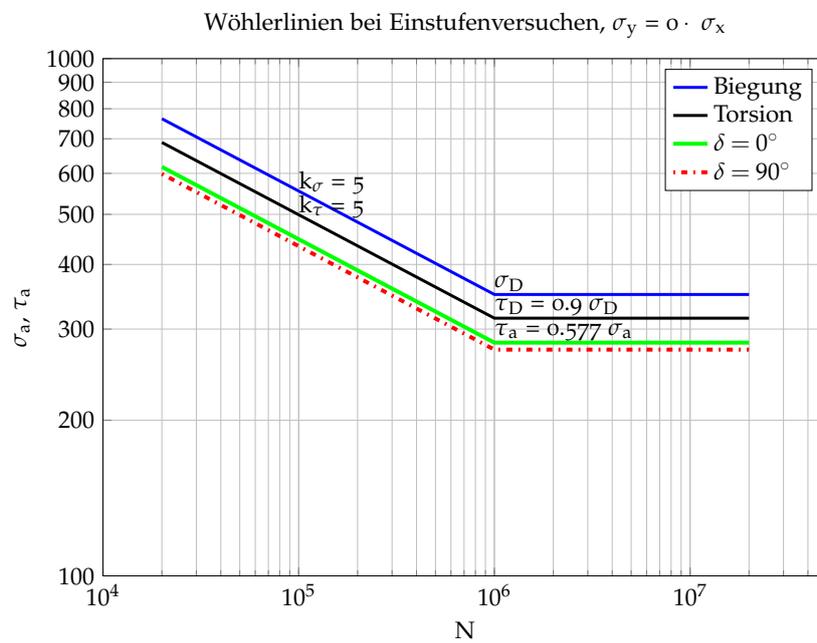


Abbildung A.7.: Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall G

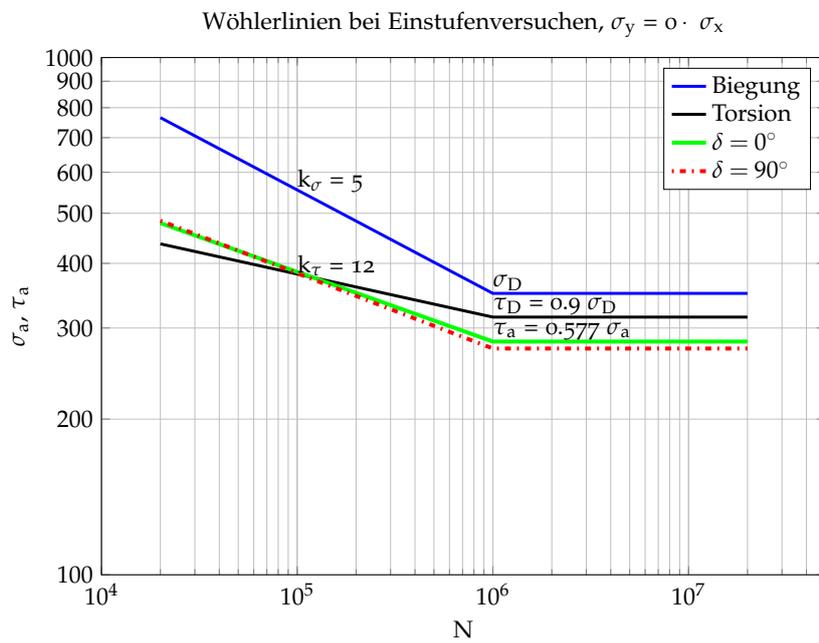


Abbildung A.8.: Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall H

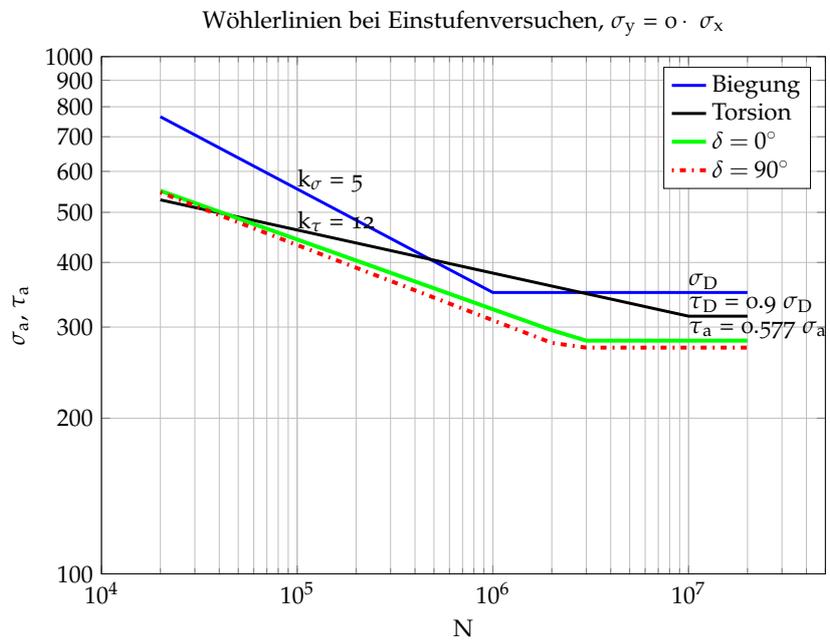


Abbildung A.9.: Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall I

A. Einstufenversuche mit und ohne Phasenverschiebung

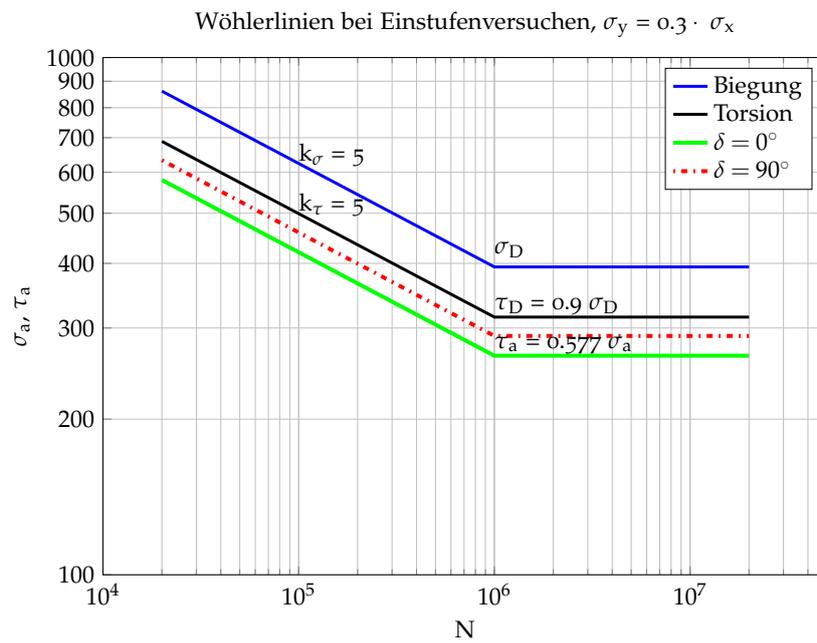


Abbildung A.10.: Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall J

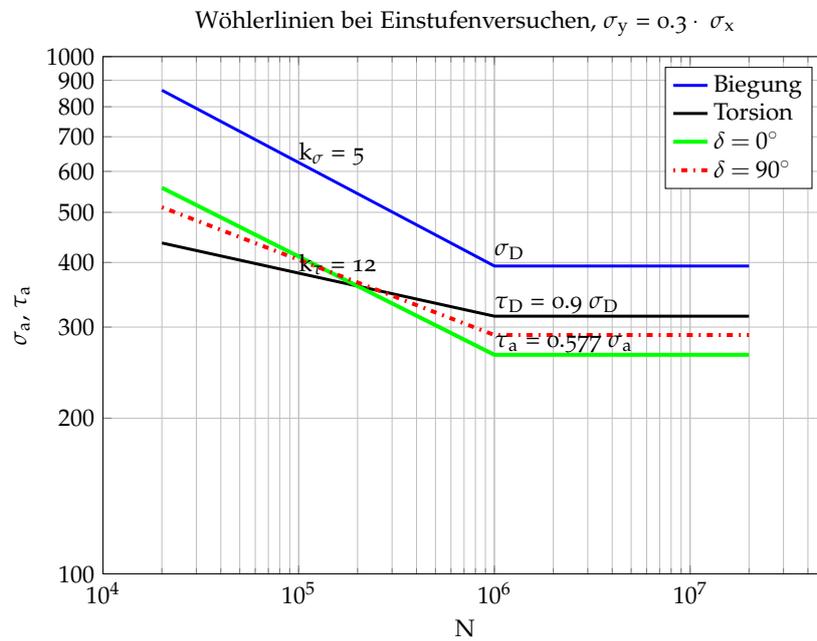


Abbildung A.11.: Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall K

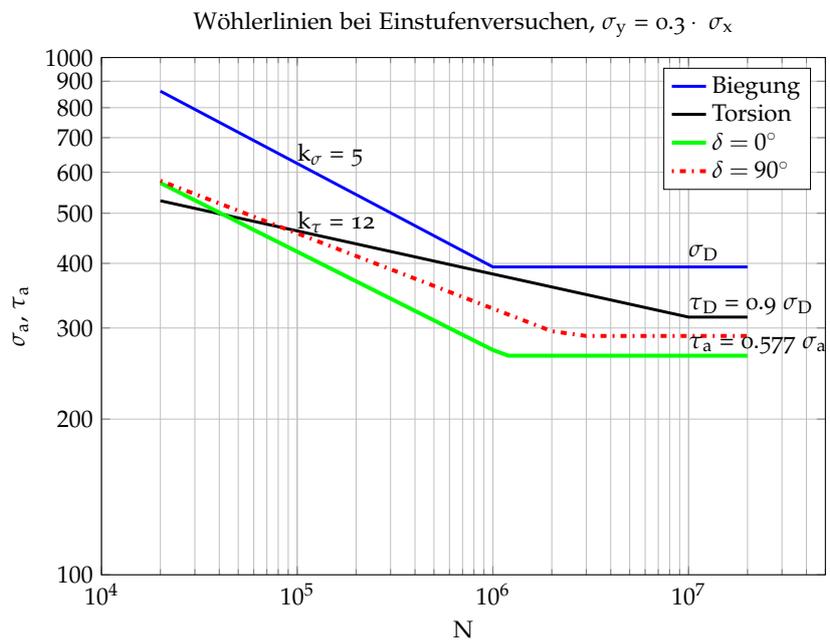


Abbildung A.12.: Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall L

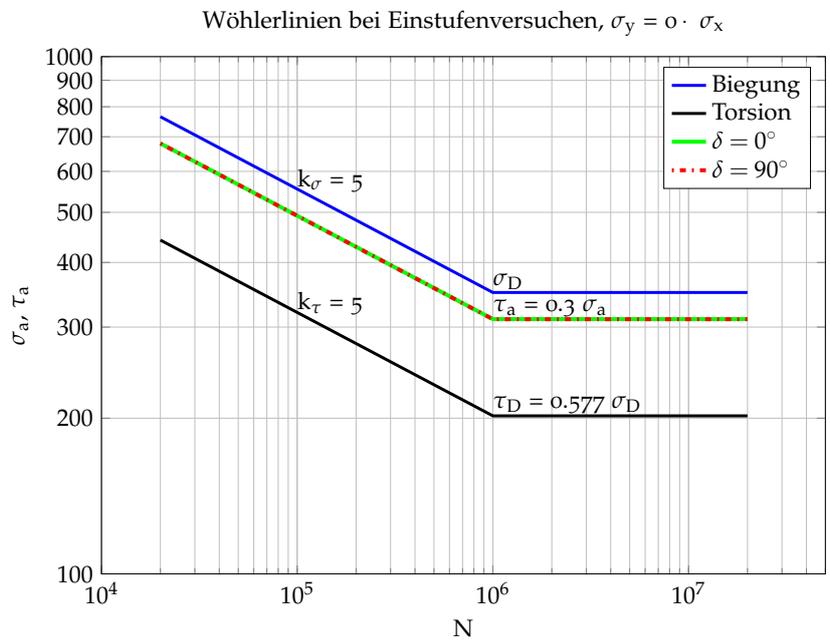


Abbildung A.13.: Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall M

A. Einstufenversuche mit und ohne Phasenverschiebung

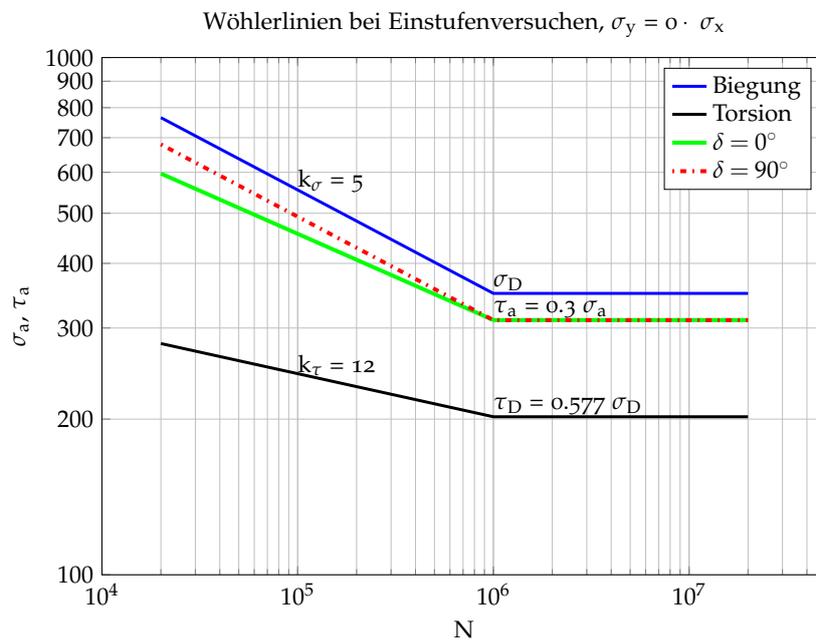


Abbildung A.14.: Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall N

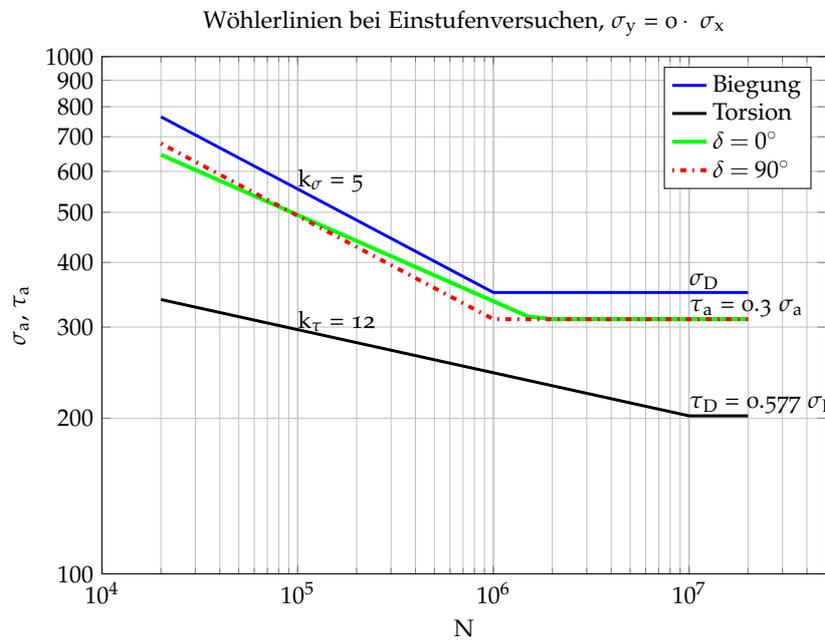


Abbildung A.15.: Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall O

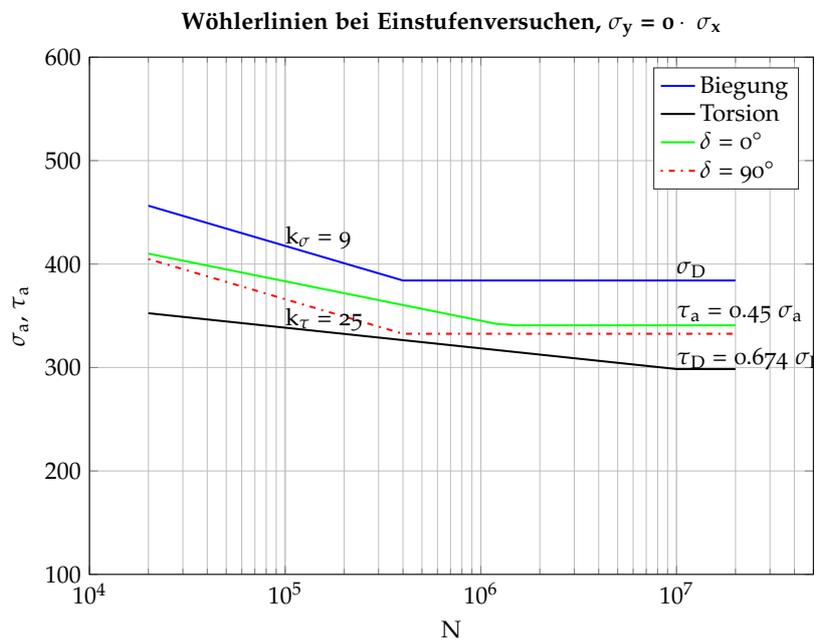


Abbildung A.16.: Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall P

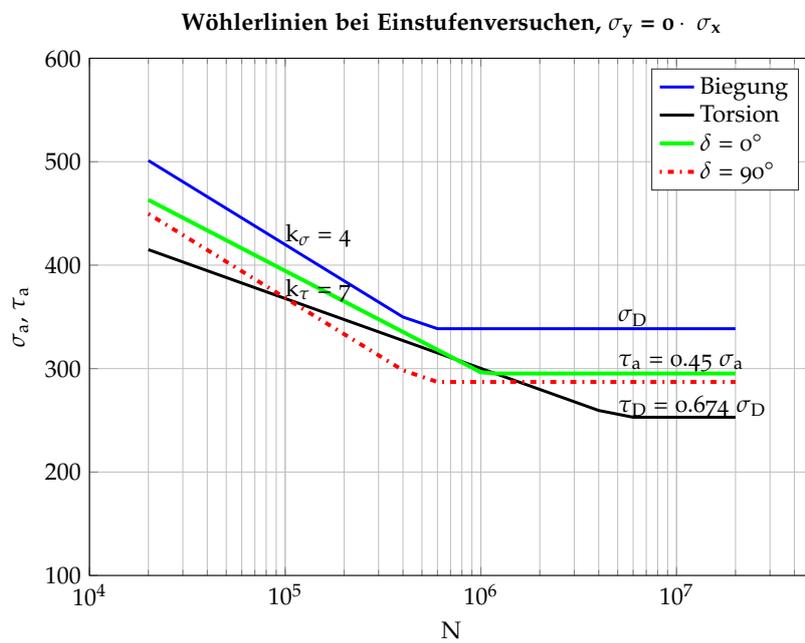


Abbildung A.17.: Einfluss der Phasenverschiebung bei Einstufenversuche, Fall Q

Index

Werkstoffkennwerte

R_m	Zugfestigkeit
R_e	Fließgrenze als Verallgemeinerung von R_e oder $R_{p0,2}$

Konstruktionskennwerte

$K_{WK,\sigma}$	Konstruktionsfaktor für Normalspannungen
$K_{WK,\tau}$	Konstruktionsfaktor für Schubspannungen
n_σ	Stützzahl für Normalspannungen
n_τ	Stützzahl für Schubspannungen
n_{st}	statische Stützzahl
n_{vm}	verformungsmechanische Stützzahl
n_{bm}	bruchmechanische Stützzahl
K_R	Rauheitsfaktor
R_z	gemittelte Rautiefe
K_f	Kerbwirkungszahl
K_t	Formzahl
η_χ	spannungsgradientenabhängige Stützzahl
G_σ	bezogenes Spannungsgefälle für Normalspannung
G_τ	bezogenes Spannungsgefälle für Schubspannung
ρ^*	Ersatzstrukturlänge nach Neuber
ρ_f	effektiver Kerbradius
K_V	Randschichtfaktor
K_S	Schutzschichtfaktor
$K_{NL,E}$	Faktor für GJS bei Biegung

Auslastungsgrade

a_i	zyklischer Auslastungsgrad
a_{σ_x}	zyklischer Auslastungsgrad, Normalspannung in x-Richtung
a_{σ_y}	zyklischer Auslastungsgrad, Normalspannung in y-Richtung
$a_{\tau_{xy}}$	zyklischer Auslastungsgrad, Schubspannung in xy-Richtung
$a_{\sigma_{xN}}$	zyklischer Auslastungsgrad, Normalspannung in x-Richtung ohne $\sigma_{x,m}$
$a_{\sigma_{yN}}$	zyklischer Auslastungsgrad, Normalspannung in y-Richtung ohne $\sigma_{y,m}$
$a_{\tau_{xyN}}$	zyklischer Auslastungsgrad, Schubspannung in xy-Richtung ohne $\tau_{xy,m}$
a_{vN}	zyklischer Vergleichsauslastungsgrad ohne globale Mittelspannung
a_{vMSH}	zyklischer Vergleichsauslastungsgrad nach der neuen Vergleichspannungshypothese der Massgebenden Schnittebene

Sicherheitskonzept

j_{ges}	Gesamtsicherheitsfaktor
j_K	Lastkombinationsfaktor
j_S	Lastfaktor
j_F	Materialfaktor
j_G	Gussfaktor
$j_{R,S}$	Risikofaktor Belastung (für hohe Lasten)
$j_{R,F}$	Risikofaktor Beanspruchbarkeit (für sichere Festigkeitswerte)
j_V	Verschärfungsfaktor
j_W	Wertigkeitsfaktor
\bar{S}	mittlere Beanspruchbarkeit ($P_{\bar{U}}= 50\%$)
\bar{F}	mittlere Beanspruchung ($P_{\bar{U}}= 50\%$)
P_A	Ausfallwahrscheinlichkeit
$P_{\bar{U}}$	Überlebenswahrscheinlichkeit

Datenauswertung

n_p	Stichprobenumfang
f_p	Anzahl der Freiheitsgrade
$\hat{\sigma}$	Standardabweichung
γ	Konfidenzniveau oder γ -Konfidenzintervall
k_e	einseitige Toleranzgrenze
t_0	kritischer Wert der nichtzentrischen t-Verteilung

Wöhlerlinie

σ_D	Normalspannungsamplitude bei $N_{D\sigma}$ (Stützpunkt der Wöhlerlinie)
τ_D	Schubspannungsamplitude bei $N_{D\tau}$ (Stützpunkt der Wöhlerlinie)
$N_{D\sigma}$	Knickpunktzyklenzahl der Wöhlerlinie für Normalspannungen
$N_{D\tau}$	Knickpunktzyklenzahl der Wöhlerlinie für Schubspannungen
$f_{W\tau}$	Schubwechselfestigkeitsfaktor ($\tau_D = \sigma_D \cdot f_{W\tau}$)
τ_{Ders}	Ersatz-Schubspannungsamplitude bei $N_{D\tau}$
k_σ	Wöhlerlinienexponent für Normalspannung für $N \leq N_{D\sigma}$
$k_{\sigma II}$	Wöhlerlinienexponent für Normalspannung für $N_{D\sigma} < N < N_{D_{BII}}$
k_τ	Wöhlerlinienexponent für Schubspannung für $N \leq N_{D\tau}$
$k_{\tau II}$	Wöhlerlinienexponent für Schubspannung für $N_{D\tau} < N < N_{D_{BII}}$
N_{DB}	berechnete Knickpunktzyklenzahl der Bauteil-Wöhlerlinie
$N_{D_{BII}}$	zweite Knickpunktzyklenzahl der Wöhlerlinie
k_B	Bauteil-Wöhlerlinienexponent für $N \leq N_{D\sigma}$
k_{BII}	Bauteil-Wöhlerlinienexponent für $N_{D\sigma} < N < N_{D_{BII}}$

Schadensakkumulationshypothese

N_i	ertragbare Zyklenzahl in Stufe i
h_i	Zyklenzahl der Stufe i
D_i	Miner-Summe der Stufe i
D_m	effektive Miner-Summe (oder zulässige Schadenssumme)
$D_{m,min}$	Untergrenze der Effektiven Miner-Summe
A	Abstand zwischen Lebensdauer- und Wöhlerlinie
N_{ges}	effektiv schädigende Zyklenzahl
N_{ges,σ_x}	effektiv schädigende Zyklenzahl der Beanspruchungskomponente σ_x
N_{ges,σ_y}	effektiv schädigende Zyklenzahl der Beanspruchungskomponente σ_y
$N_{ges,\tau_{xy}}$	effektiv schädigende Zyklenzahl der Beanspruchungskomponente τ_{xy}
σ_{co}	Amplitude beim Abknickpunkt in die Waagrechte
N_{co}	Zyklenzahl beim Abknickpunkt in die Waagrechte

Haigh-Diagramm

M_σ	Mittelspannungsempfindlichkeit für Normalspannungen im Zugbereich
$M_{\sigma,D}$	Mittelspannungsempfindlichkeit für Normalspannungen im Druckbereich
M_τ	Mittelspannungsempfindlichkeit für Schubspannungen
$f_{M\tau}$	Mittelspannungsfaktor für Beanspruchungsarten ($M_\tau = M_\sigma \cdot f_{M\tau}$)
K_{AK}	Mittelspannungsfaktor nach FKM-Richtlinie (Haigh-Diagramm)
R_σ	Spannungsverhältnis für Normalspannungen
R_τ	Spannungsverhältnis für Schubspannungen

Lokale Beanspruchungen

$\sigma_{x'}(t)$	Normalspannungs-Zeit-Verlauf in x' -Richtung
$\sigma_{y'}(t)$	Normalspannungs-Zeit-Verlauf in y' -Richtung
$\tau_{xy'}(t)$	Schubspannungs-Zeit-Verlauf im x' - y' Koordinatensystem
$\hat{\sigma}_{x,a}$	maximale Nennspannungsamplitude des Beanspruchungskollektives
$\hat{\tau}_a$	maximale Schubspannungsamplitude des Beanspruchungskollektives
$\sigma_x(t, \Theta)$	Normalspannungs-Zeit-Verlauf in x -Richtung im um Θ gedrehten Koordinatensystem
$\sigma_y(t, \Theta)$	Normalspannungs-Zeit-Verlauf in y -Richtung im um Θ gedrehten Koordinatensystem
$\tau_{xy}(t, \Theta)$	Schubspannungs-Zeit-Verlauf im um Θ gedrehten Koordinatensystem
$\sigma_x(t)$	Normalspannungs-Zeit-Verlauf in x -Richtung im Koordinatensystem α
$\sigma_y(t)$	Normalspannungs-Zeit-Verlauf in y -Richtung im Koordinatensystem α
$\tau_{xy}(t)$	Schubspannungs-Zeit-Verlauf im Koordinatensystem α
$\sigma_{x,a}$	Beanspruchungsamplitude von $\sigma_x(t)$
$\sigma_{y,a}$	Beanspruchungsamplitude von $\sigma_y(t)$
$\tau_{xy,a}$	Beanspruchungsamplitude von $\tau_{xy}(t)$
$\hat{\sigma}_{x,a}$	schädigungsäquivalente Beanspruchungsamplitude von $\sigma_x(t)$
$\hat{\sigma}_{y,a}$	schädigungsäquivalente Beanspruchungsamplitude von $\sigma_y(t)$
$\hat{\tau}_{xy,a}$	schädigungsäquivalente Beanspruchungsamplitude von $\tau_{xy}(t)$
$\sigma_{x,m}$	globale Mittelspannung von σ_x
$\sigma_{y,m}$	globale Mittelspannung von σ_y

$\tau_{xy,m}$	globale Mittelspannung von τ_{xy}
$\sigma_{xN}(t)$	Normalspannungs-Zeit-Verlauf in x-Richtung, $\sigma_x(t)$ um $\sigma_{x,m}$ reduziert
$\sigma_{yN}(t)$	Normalspannungs-Zeit-Verlauf in y-Richtung, $\sigma_y(t)$ um $\sigma_{y,m}$ reduziert
$\tau_{xyN}(t)$	Schubspannungs-Zeit-Verlauf in xy-Richtung, $\tau_{xy}(t)$ um $\tau_{xy,m}$ reduziert
$\sigma_{\max N}$	grösste Hauptnormalspannung im Betrag ohne globaler Mittelspannung
$\tau_{\max N}$	grösste Schubspannung ohne globale Mittelspannung
σ_{avN}	Vergleichsspannungsamplitude ohne globale Mittelspannung
σ_{mM}	Mittelpunkt des Mohr'schen Spannungskreises der Mittelspannungen
σ_{mR}	Radius des Mohr'schen Spannungskreises der Mittelspannungen
σ_{m1}	maximale globale Mittelspannung
σ_{m2}	minimale globale Mittelspannung
$\sigma_{m\max}$	Vergleichsmittelspannung ohne Berücksichtigung der Interaktion der Beanspruchungskomponenten
σ_{vm}	vorzeichenbehaftete Vergleichsmittelspannung
σ_{avN}	Vergleichsspannungsamplitude mit Berücksichtigung der globalen Mittelspannung

Kenngrössen der massgebenden Schnittebene

$M_{KS}(\Theta)$	Mehrachsigkeitskenngrösse in der Schnittebene Θ
Θ	Drehwinkel (Schnittebene)
α	Massgebende Schnittebene bei $M_{KS}(\Theta)=0$
f_α	Interaktionsparameter der modifizierten GEH in der Schnittebene α
$B_i(\Theta)$	Hilfsgrösse zu Bestimmung der Interaktion der Normalspannungen
$B_o(\Theta)$	Maximum der Hilfsgrösse $B_i(\Theta)$
$B_u(\Theta)$	Minimum der Hilfsgrösse $B_i(\Theta)$

Diverse Hilfsgrössen und Parameter

$K_{W\tau}$	Hilfsgrösse für die Berechnung der relevanten Vergleichsmittelspannung
K_{WL}	Hilfsgrösse für die Berechnung der relevanten Wöhlerlinie
K_{m1}	erste Kenngrösse für die Berechnung des Mittelspannungseinflusses
K_{m2}	zweite Kenngrösse für die Berechnung des Mittelspannungseinflusses

Index

K_{Int}	Interaktionsparameter zwischen Beanspruchungsamplitude und Mittelspannung
D_{Int}	Parameter zur Berücksichtigung der Schubmittelspannung
A_0	Hilfsgrösse für die Berechnung der Bauteil-Wöhlerlinie, begrenzt den maximalen Mittelspannungseinfluss
A_1	Hilfsgrösse für die Berechnung der Bauteil-Wöhlerlinie, berücksichtigt die Höhe der Mittelspannung
A_2	Hilfsgrösse für die Berechnung der Bauteil-Wöhlerlinie, berücksichtigt die Art der Beanspruchungen
$A_{k,WL}$	Kenngrösse zur Berechnung des Bauteil-Wöhlerlinienexponenten
u	Hilfsgrösse bei der Berechnung der Massgebenden Schnittebene

Bruchmechanik

a	Risstiefe
c	Risslänge
ΔK	Spannungsintensitätsfaktor
ΔK_{eff}	effektiver Spannungsintensitätsfaktor (berücksichtigt das Risschliessen)
ΔK_{th}	Schwellenwert der LEBM
$\Delta K_{th,eff}$	effektiver Schwellenwert der LEBM (berücksichtigt das Risschliessen)

Nennspannungen

$\sigma_{N_{\perp}}$	Normalspannung senkrecht auf die Schweissnaht, Nennspannung
$\sigma_{N_{\parallel}}$	Normalspannung parallel auf die Schweissnaht, Nennspannung
$\tau_{N_{\parallel}}$	Schubspannung parallel auf die Schweissnaht, Nennspannung

Strukturspannungen

$\sigma_{DMS_{\perp}}$	Normalspannung senkrecht auf die Schweissnaht, aussen (DMS)
$\sigma_{DMS_{\parallel}}$	Normalspannung parallel auf die Schweissnaht, aussen (DMS)
$\tau_{DMS_{\parallel}}$	Schubspannung parallel auf die Schweissnaht, aussen (DMS)
$\sigma_{i_{\perp}}$	Normalspannung senkrecht auf die Schweissnaht, innen
$\sigma_{i_{\parallel}}$	Normalspannung parallel auf die Schweissnaht, innen
$\tau_{i_{\parallel}}$	Schubspannung parallel auf die Schweissnaht, innen
$\sigma_{M,DMS_{\perp}}$	Membranspannung DMS-seitig senkrecht auf die Schweissnaht

$\sigma_{B,DMS\perp}$	Biegespannung DMS-seitig senkrecht auf die Schweissnaht
$\sigma_{M,i\perp}$	Membranspannung innen senkrecht auf die Schweissnaht
$\sigma_{B,i\perp}$	Biegespannung innen senkrecht auf die Schweissnaht

Kerbspannungskonzept

r_{ref}	Ersatzkerb- bzw. Referenzradius
$K_{f,a,M\perp}$	Kerbfaktor aussen (DMS), Membranspannung senkrecht zur Schweissnaht
$K_{f,i,M\perp}$	Kerbfaktor innen, Membranspannung senkrecht zur Schweissnaht
$K_{f,a,B\perp}$	Kerbfaktor aussen (DMS), Biegespannung senkrecht zur Schweissnaht
$K_{f,i,B\perp}$	Kerbfaktor innen, Biegespannung senkrecht zur Schweissnaht
$K_{f,a\parallel}$	Kerbfaktor aussen (DMS), Normalspannung parallel zur Schweissnaht
$K_{f,i\parallel}$	Kerbfaktor innen, Normalspannung parallel zur Schweissnaht
$K_{f,a\tau}$	Kerbfaktor aussen (DMS), Schubspannung parallel zur Schweissnaht
$K_{f,i\tau}$	Kerbfaktor innen, Schubspannung parallel zur Schweissnaht
$f_{t,IIW}(t)$	Wanddickenfaktor nach der IIW-Empfehlung
$f_{t,BS}(t)$	Wanddickenfaktor nach Maddox
$f_{t,analytisch}$	Wanddickenfaktor analytisch hergeleitet
$f_{t\sigma}$	Neuer Wanddickenfaktor bei Normalspannung
$f_{t\tau}$	Neuer Wanddickenfaktor bei Schubspannung
t_{eff}	effektive Wanddicke
f_{RN}	Bonusfaktor für Roboternähte
f_{PWI}	Bonusfaktor für nachträgliche Verbesserungen der Schweissnaht
ω	Kerböffnungswinkel
θ	Nahtanstiegswinkel
$\sigma_{k,a\perp}$	Kerbspannung aussen, Beanspruchung normal zur Schweissnaht
$\sigma_{k,i\perp}$	Kerbspannung innen, Beanspruchung normal zur Schweissnaht
$\sigma_{k,a\parallel}$	Kerbspannung aussen, Beanspruchung längs zur Schweissnaht
$\sigma_{k,i\parallel}$	Kerbspannung innen, Beanspruchung längs zur Schweissnaht
$\tau_{k,a\parallel}$	Kerbspannung aussen, Schubbeanspruchung
$\tau_{k,i\parallel}$	Kerbspannung innen, Schubbeanspruchung

Übertragungsfaktor vom DMS (Strukturspannung) zur Nachweisstelle (Kerbspannung)

$X_{\sigma,a_{\perp}}$	Übertragungsfaktor aussen, Beanspruchung normal zur Schweissnaht
$X_{\sigma,i_{\perp}}$	Übertragungsfaktor nach innen, Beanspruchung normal zur Schweissnaht
$X_{\sigma,a_{\parallel}}$	Übertragungsfaktor aussen, Beanspruchung längs zur Schweissnaht
$X_{\sigma,i_{\parallel}}$	Übertragungsfaktor nach innen, Beanspruchung längs zur Schweissnaht
$X_{\tau,a_{\parallel}}$	Übertragungsfaktor aussen, Schub-Beanspruchung längs zur Schweissnaht
$X_{\tau,i_{\parallel}}$	Übertragungsfaktor nach innen, Schub-Beanspruchung längs zur Schweissnaht
v_X	Vorzeichen des Übertragungsfaktors
$F_{X,j}$	zu erwartender Fehler der DMS-Position bei den Betriebsfestigkeitsversuchen in Richtung j

Abkürzungsverzeichnis

AEG	Allgemeines Eisenbahngesetz
BOB	Eisenbahn-Bau- und Betriebsordnung
BOStrab	Straßenbahn-Bau- und Betriebsordnung
CP	Critical Plane Approach
DIN	Deutsches Institut für Normung
DMS	Dehnmessstreifen
DVS	Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V.
EN	Europäische Norm
ERRI	European Rail Research Institute
FEM	Finite-Elemente-Methode
FKM	Forschungskuratorium Maschinenbau
GEH	Gestaltänderungsenergiehypothese
IIW	International Institute of Welding
ISO	Internationale Organisation für Normung
LBF	Fraunhofer-Institut
LCF	Low Cycle Fatigue
LEBM	Linear elastische Bruchmechanik
MKS	Mehrkörpersimulation
MSH	Vergleichsspannungshypothese der Massgebenden Schnittebene
NÜ	Nahtübergang
NW	Nahtwurzel
SGK	Schweisnahtgüteklasse
TEIV	Transeuropäische-Eisenbahn-Interoperabilitätsverordnung
TEN	Transeuropäische Netze
TSI	Technische Spezifikationen für die Interoperabilität
VDI	Verein Deutscher Ingenieure
VDV	Verband Deutscher Verkehrsunternehmen
VV IBG	Verwaltungsvorschrift für die Genehmigung zur Inbetriebnahme von Eisenbahnfahrzeugen

Literatur

Regelwerke

- [R1] DIN EN 15827. *Bahnanwendungen - Anforderungen für Drehgestelle und Fahrwerke*. Beuth Verlag. Juni 2011 (siehe S. 2).
- [R2] DIN EN 13749. *Bahnanwendungen - Radsätze und Drehgestelle - Festlegungsverfahren für Festigkeitsanforderungen an Drehgestellrahmen*. Beuth Verlag. Juni 2011 (siehe S. 2).
- [R3] DIN EN 15663. *Bahnanwendungen – Fahrzeugmassedefinitionen*. Beuth Verlag. Sep. 2009 (siehe S. 3).
- [R4] VDV-Schrift 152. *Empfehlungen für die Festigkeitsauslegung von Personenfahrzeugen nach BOStrab*. VDV. Sep. 1992 (siehe S. 3).
- [R5] VDV Schrift 152 Umfrage. *Empfehlungen für die Festigkeitsauslegung von Personenfahrzeugen nach BOStrab*. Verband Deutscher Verkehrsunternehmen e. V. Köln 2014. Juli 2014 (siehe S. 3).
- [R6] DIN EN 15085. *Bahnanwendungen; Schweißen von Schienenfahrzeugen und -fahrzeugteilen*. Beuth Verlag. 2013 (siehe S. 3, 26).
- [R7] DIN EN ISO 5817. *Schweißen – Schmelzschweißverbindungen an Stahl, Nickel, Titan und deren Legierungen (ohne Strahlschweißen) – Schweißen - Schmelzschweißverbindungen an Stahl, Nickel, Titan und deren Legierungen (ohne Strahlschweißen) - Bewertungsgruppen von Unregelmäßigkeiten*. Beuth Verlag. 2014 (siehe S. 3, 31, 33, 48).
- [R8] DIN EN ISO 10042. *Schweißen - Lichtbogenschweißverbindungen an Aluminium und seinen Legierungen - Bewertungsgruppen von Unregelmäßigkeiten*. Beuth Verlag. 2006 (siehe S. 3, 48).
- [R9] ERRI B12/DT 320. *Die rechnerische Analyse der Ermüdungsfestigkeit von Drehgestellrahmen*. ERRI. 1995 (siehe S. 3).
- [R10] ERRI B 12/RP 60. *Versuche zum Festigkeitsnachweis an Schienenfahrzeugen - Vorschriften für die Ausführung und für zulässige Beanspruchungen*. UIC-Report, Europäisches Institut für Eisenbahnforschung. 2001 (siehe S. 3).

- [R11] DVS 1612. *Gestaltung und Dauerfestigkeitsbewertung von Schweißverbindungen an Stählen im Schienenfahrzeugbau*. DVS. 2010 (siehe S. 3, 46).
- [R12] DVS 1608. *Gestaltung und Festigkeitsbewertung von Schweißverbindungen an Aluminiumlegierungen im Schienenfahrzeugbau*. DVS. 2011 (siehe S. 3, 44).
- [R13] VDI Richtlinie 2230, Blatt 1. *Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen - Zylindrische Einschraubenverbindungen*. Verein Deutscher Ingenieure. 2015 (siehe S. 3).
- [R14] VDI Richtlinie 2230, Blatt 2. *Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen - Mehrschraubenverbindungen*. Verein Deutscher Ingenieure. 2015 (siehe S. 3).
- [R15] FKM Richtlinie. *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen*, 6. Auflage. VDMA-Verlag, Frankfurt am Main. 2012 (siehe S. 3, 8, 15, 18, 24, 26, 33, 35, 77, 84).
- [R16] DIN 15018-3. *Krane; Grundsätze für Stahltragwerke; Berechnung von Fahrzeugkranen*. Beuth Verlag. Nov. 1984 (siehe S. 3, 4, 39, 46).
- [R17] IIW document XIII-2151-07/XV-1254-07. *Recommendations for fatigue design of welded joints and components*. A. Hobbacher, Welding Research Council, New York, WRC-Bulletin 520. 2007 (siehe S. 3, 11, 30).
- [R18] IIW-Commission XIII-1815-00. *IIW Recommendations on Post Weld Improvement of Steel and Aluminium Structures*. A. Hobbacher. 2000 (siehe S. 3).
- [R19] IIW-Doc. XIII-2240r2-08/XV-1289r2-08. *Guideline for the Fatigue Assessment by Notch Stress Analysis for Welded Structures*. IIW, Wolfgang Fricke. Juli 2010 (siehe S. 3, 35).
- [R20] DV 952. *Vorschrift für das Schweißen von Fahrzeugen, Maschinen und Geräten*. Deutsche Bundesbahn. 1962 (siehe S. 4).
- [R21] IIW-Commission XIII-WG1, XIII-WG1-132-08. *Guidance for the Application of the Best Practice Guide on Statistical Analysis of Fatigue Data*. International Institute of Welding, M. Huther, A. Galtier, G. Marquis. Feb. 2008 (siehe S. 11).
- [R22] ISO 12107. *Metallische Werkstoffe - Ermüdungsprüfung - Statistische Planung und Analyse von Versuchsdaten*. Beuth Verlag. Juli 2012 (siehe S. 11).
- [R23] XII-2138-06. *Best Practice Guideline on Statistical Analysis of Fatigue Data*. IIW. 2006 (siehe S. 11).

- [R24] XIII-1538-96/XV-845-96. *IIW-Schwingfestigkeits-Empfehlungen*. IIW. Juli 1996 (siehe S. 13).
- [R25] DS 804. *Vorschriften für Eisenbahnbrücken und sonstige Ingenieurbauwerke*. Deutsche Bundesbahn. 1983 (siehe S. 28).
- [R26] IIW document XIII-2460-13/XV-1440-13, A. Hobbacher. *Recommendations for fatigue design of welded joints and components*. International Institute of Welding. Mai 2014 (siehe S. 29, 33, 35, 46, 48, 49, 58).
- [R27] DIN EN 1993-1-9. *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-9: Ermüdung*. Beuth Verlag. Dez. 2010 (siehe S. 30).
- [R28] *VOLVO Group Standard STD 181-0004*. VOLVO. 2008 (siehe S. 48).
- [R29] BS 7608. *Code of practice for Fatigue design and assessment of steel structures*. P. Heyes. Apr. 2004 (siehe S. 50).

Literaturverzeichnis

- [1] Johann Habenbacher. »Fatigue assessment of bogie frames with FEM-FAT«. In: *International FEMFAT user meeting*. ECS, Austria, 2011 (siehe S. 1, 9).
- [2] FEMFAT. MAGNA Powertrain ECS Steyr. 2014 (siehe S. 1, 47, 56, 80).
- [3] Johann Habenbacher. »New Methods for Validation of Strength«. In: *International FEMFAT user meeting*. ECS, Austria, 2013 (siehe S. 2).
- [4] Roland Franz Peng Xin. *Mehrachsigkeit - Verbesserung der Lebensdauerabschätzung für mehrachsigt belastete Sicherheitsbauteile aus Schmiedestahl und Aluminiumguss durch Auswahl zutreffender Berechnungsalgorithmen*. FKM-Vorhaben AiF Nr. 16059 N/1, Jan. 2013 (siehe S. 6, 79).
- [5] Forschungskuratorium Maschinenbau. *Lebensdauerberechnung Mehraxial*. Hrsg. von FKM. Bd. 271. Vorhaben Nr. 235. VDMA, 2002 (siehe S. 6, 77).
- [6] Keith Miller. »The Three Thresholds for Fatigue Crack Propagation«. In: *ASTM STP 1296* (1997), S. 276–286 (siehe S. 7).
- [7] Delf Sachau Stefan Dietz. »Fatigue Life Predictions by Coupling Finite Element and Multibody Systems Calculations«. In: *DETC97 / VIB-4229 ASME Design Engineering Technical Conferences* (1997) (siehe S. 10).
- [8] E. Siebel, M. Stieler. *Ungleichförmige Spannungsverteilung bei schwingender Beanspruchung*. Bd. 97, S. 121–126. VDI-Z., 1955 (siehe S. 16).
- [9] Dieter Radaj und Michael Vormwald. *Ermüdungsfestigkeit, Grundlagen für Ingenieure*. 3. Aufl. ISBN 978-3-540-71458-3. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2007 (siehe S. 17, 18, 32).
- [10] FKM-Richtlinie Forschungsvorhaben. *Verbessertes Berechnungskonzept FKM-Richtlinie*. Band 282. W. Hanel, R. Franke, M. Vormwald, VDMA-Verlag, Frankfurt am Main, 2010 (siehe S. 17, 19, 23, 25, 79).
- [11] Dieter Radaj, Cetin Morris Sonsino und Wolfgang Fricke. *Fatigue assessment of welded joints by local approaches*. Woodhead publishing, 2006 (siehe S. 18, 43, 46).
- [12] TU-Braunschweig H. Wohlfahrt. »Eigenspannungen in Schweißverbindungen - ihre Entstehung und Bewertung«. In: *ifs DVS-Seminar* (2004) (siehe S. 20).
- [13] Alexis Neumann. *Schweisstechnisches Handbuch für Konstrukteure, Teil 1*. 7. Auflage. Fachbuchreihe Schweisstechnik Band 80, Teil 1. DVS-Verlag, 1996 (siehe S. 20).

- [14] H. Zenner. *Vorschlag zur Verbesserung der Lebensdauereabschätzung nach dem Nennspannungskonzept*. Konstruktion 44, S. 9 - 35. 1997 (siehe S. 22).
- [15] H. Zenner. *Lebensdauerkonzepte, Beschreibung - Kritik - Entwicklung*. Bd. 800. DVM Bericht 800, 1997 (siehe S. 29, 31).
- [16] *Industrielle Anwendung des Kerbspannungskonzeptes für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis von Schweißverbindungen*. DVS. 2015 (siehe S. 31, 34, 38–40).
- [17] Johann Habenbacher Thomas Flatscher. »Handbuch Schienenfahrzeuge. Entwicklung - Produktion - Instandhaltung«. In: Eurailpress, DVV Media Group GmbH, Hamburg, 2014. Kap. Fahrzeugauslegung, Auslegung der tragenden Struktur, S. 251–258 (siehe S. 32).
- [18] Forschungskuratorium Maschinenbau und FKM Richtlinie. »Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis«. In: *Aufl. Frankfurt: VDMA-Verlag* (2006) (siehe S. 32).
- [19] DVS-Berichte Band. »256: Festigkeit geschweißter Bauteile: Anwendbarkeit lokaler Nachweiskonzepte bei Schwingbeanspruchung«. In: *DVS Media, Düsseldorf* (2009) (siehe S. 33).
- [20] Thomas Bruder Cetin Sonsino und Jörg Baumgartner. »S-N Lines for Welded Thin Joints – Suggested Slopes and FAT Values for applying the Notch Stress Concept with various Reference Radii«. In: *IIW2078-09 Welding in the World Vol. 54,n^o 11/12* (2010), S. 375–392 (siehe S. 35).
- [21] Wolfgang Fricke. *Guideline for the Fatigue Assessment by Notch Stress Analysis for Welded Structures*. IIW-Doc. XIII-224or2-08/XV-1289r2-08. 2010 (siehe S. 35, 38).
- [22] Ehsan Shams. *Schwingfestigkeitsbewertung von Schweißnahtenden MSG-geschweißter Feinblechstrukturen aus Aluminium*. FAT-Schriftenreihe 269. 2014 (siehe S. 47).
- [23] M. Ottersboeck, M. Leitner, M. Stoschka and W. Mössler. »A study on the fatigue crack initiation point of longitudinal attachments (Working document)«. In: *IIW-XIII-2538-14* (2014), S. 16 (siehe S. 47).
- [24] Dieter Radaj, Cetin Morris Sonsino und Deutscher Verband für Schweißtechnik. *Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen nach lokalen Konzepten*. Bd. Fachbuchreihe Schweißtechnik. Band 142. Deutscher Verlag für Schweißtechnik, 2000 (siehe S. 47).
- [25] J. Samuelsson B. Jonsson und G.B. Marquis. »IIW XIII 2200, Development of Weld Quality Criteria based on Fatigue Performance«. In: *Welding in the World* (2011) (siehe S. 48).

- [26] P. J. Haagenen und S. J. Maddox. »IIW XIII 2000r3, Recommendations on Post Weld Improvement of Steel and Aluminium Structures«. In: *Welding in the World* (2007) (siehe S. 48).
- [27] M. Kassner J. Krebs P. Hübner. *Eigenstressfluss auf Schwingfestigkeit und Bewertung in geschweißten Bauteilen*. DVS-Berichte Band 234, 2004 (siehe S. 53).
- [28] Alfons Esderts. *Betriebsfestigkeit bei mehrachsiger Biege- und Torsionsbeanspruchung*. Bd. 1. Auflage, 1996. ISBN 3-931443-82-5. TU Clausthal, Juni 1995 (siehe S. 76, 84, 94, 96, 116, 117, 119, 121–125).
- [29] Erwin Haibach. *Betriebsfestigkeit: Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*. Springer DE, 2002 (siehe S. 76).
- [30] K. Lütkepohl, A. Esderts, M. Luke I. Varfolomeev. *Sicherer und wirtschaftlicher Betrieb von Eisenbahnfahrwerken*. Bd. Band I. TU Clausthal, 2009 (siehe S. 84).
- [31] A. Esderts und H. Amstutz. *Betriebsfestigkeit (mehrachsiger) II: Vorhaben Nr. 149, Betriebsfestigkeit bei mehrachsiger Beanspruchung II; Abschlußbericht*. Forschungshefte. Maschinenbau-Verlag, 1994 (siehe S. 84).
- [32] Clemens Sanetra. *Untersuchungen zum Festigkeitsverhalten bei mehrachsiger Randombeanspruchung unter Biegung und Torsion*. TU Clausthal, 1991 (siehe S. 84, 94, 96, 116, 118).
- [33] Kurt Josef Pötter. *Lebensdauerabschätzung ein- und mehrachsiger schwingend beanspruchter Bauteile*. TU Clausthal, 2000 (siehe S. 84).
- [34] Mario Witt. *Schwingfestigkeit von Schweissverbindungen bei zusammengesetzter Beanspruchung*. Bd. 1. Auflage. ISBN 3-89720-434-7. TU Clausthal, 2000 (siehe S. 84, 127–130).
- [35] L. Susmel, C. Morris Sonsino, R. Tovo. »The Modified Wöhler Curve Method applied along with the Reference Radius Concept to Design Welded Joints against Multiaxial Fatigue«. In: *IIW Doc. XIII-2329-10* (2010), S. 44 (siehe S. 110).