

Auslegung und Berechnung von kurzglasfaser- verstärkten Kunststoffbauteilen in Lenksystemen

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

Dr.-Ing.

von der Fakultät Maschinenbau
der Technischen Universität Dortmund
genehmigte Dissertation

M.-Eng. Fabian Klaus Ferrano

aus

Aalen

Tag der mündlichen Prüfung: 27.10.2017

1. Gutachter: Prof. Dr. -Ing. Markus Stommel
2. Gutachter: Prof. Dr. -Ing. Johannes Wortberg

Dortmund, 2017

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als Doktorand bei der Robert Bosch Automotive Steering GmbH, in Zusammenarbeit mit dem Lehrstuhl für Polymerwerkstoffe (LPW) der Universität des Saarlandes sowie dem Lehrstuhl für Kunststofftechnologie (LKT) an der Technischen Universität Dortmund von Oktober 2011 bis August 2015.

Besonders möchte ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Markus Stommel bedanken. Durch seinen Einsatz war eine Promotion überhaupt möglich. Mit vielen konstruktiven Gesprächen hat er mir immer wieder geholfen. Herrn Prof. Dr.-Ing. Johannes Wortberg danke ich für die Übernahme des Korreferats.

Weiterhin bin ich auch Herrn Dipl.-Ing (FH) Johannes Fauser zu großem Dank verpflichtet. Er hat mir die Chance gegeben, diese Arbeit bei der Robert Bosch Automotive Steering GmbH zu schreiben. Außerdem möchte ich mich bei allen Mitarbeitern des LPW und LKT für die tolle Zusammenarbeit und Unterstützung recht herzlich bedanken.

Alles andere als zuletzt danke ich meinen Eltern, meiner Familie und meinen Freunden, die mich stets unterstützt und mir Mut zugesprochen haben.

Widmen möchte ich diese Arbeit meiner Ehefrau Sarah, die mich immer unterstützt und mich in meiner Arbeit bestärkt hat. Hätte sie mir nicht den Rücken freigehalten, wäre meine Arbeit in dieser Form nicht möglich gewesen.

Kurzzusammenfassung

Kurzglasfaserverstärkte (kgfv) Kunststoffbauteile werden zunehmend häufig im Kraftfluss von Pkw-Lenkssystemen verbaut. Dabei sind die Bauteile sowohl hohen quasistatischen Lasten als auch einer Vielzahl von niedrigen, sich zyklisch wiederholenden Belastungen ausgesetzt. Die Auslegung dieser Bauteile findet auf Basis von isotropen, linearelastischen numerischen Berechnungen statt, obwohl heutzutage das nichtlineare, elastoplastische und anisotrope Werkstoffverhalten von kgfv Kunststoffen in der Simulation berücksichtigt werden kann. Daraus ergeben sich Potentiale insbesondere für Verbesserungen bei der Produktentwicklung, welche diese Arbeit aufzeigt. Zudem werden diese Verbesserungen in den Produktentstehungsprozess von Lenkungsbauteilen aus kgfv Kunststoff integriert.

In einer Gegenüberstellung unterschiedlicher Modelle zur Beschreibung des quasistatischen, mechanischen Werkstoffverhaltens von kgfv Kunststoffen findet in dieser Arbeit ein Vergleich und eine Bewertung der Berechnungsergebnisse hinsichtlich der Abbildung der Beanspruchung und der Beanspruchbarkeit statt. Zur Vorhersage der Lebensdauer der kgfv Kunststoffbauteile unter zyklischer Belastung in Lenkssystemen wird ein dehnungsbasierter Ansatz vorgestellt. Dieser soll eine genauere Prognose als die momentane Auslegung der Bauteile ermöglichen.

Neben der Verbesserung der Berechnung des Verhaltens von kgfv Kunststoffen in Pkw-Lenkssystemen müssen Einflussgrößen berücksichtigt werden, die Auswirkungen auf das mechanische Werkstoffverhalten haben. Hier sind vor allem Einflüsse aus der Herstellung, dem Betrieb des Lenksystems sowie die Umwelteinflüsse zu nennen.

Die Einflüsse aus der Herstellung der Bauteile und dem Betrieb des Lenksystems unterliegen Streuungen und wirken sich dadurch unterschiedlich stark auf das mechanische Werkstoffverhalten aus. Die vorliegende Arbeit beschreibt diese Streuungen und analysiert ihren Einfluss sowohl auf das quasistatische als auch auf das zyklische, mechanische Werkstoffverhalten. Das Ziel dieser Untersuchung ist es, eine zuverlässige Vorhersage der Belastung, der Beanspruchung und Beanspruchbarkeit von kgfv Kunststoffen treffen zu können.

Abstract

Short glass fiber-reinforced plastic (sfrp) parts are increasingly used as structural parts bearing mechanical loads in passenger car steering systems and thus subjected to quasistatic loads as well as a large number of load cycles. The design of these parts is frequently based on isotropic, linear elastic, numeric calculations, although it is possible to take into account the nonlinear, elastoplastic and anisotropic material behavior for calculations of sfrp parts. This fact results in potential improvements regarding product development, which are shown in this work. In addition, these improvements are part of the product development process of sfrp parts in passenger car steering systems.

Different models for the description of quasistatic mechanical material behavior will be compared within this document. Calculation results used for modelling the deformation are rated. Regarding cyclic stress on sfrp within steering systems, a prediction for lifetime is introduced as a strain-based design concept. This concept will enable a more exact prediction than the one currently used for the design of parts.

Besides the calculation enhancement for sfrp materials for steering systems, all parameters having an influence on the mechanical material behavior must be considered. Here, the influences from the manufacturing and operation of the steering system should be taken into account, as well as environmental influences.

Influences from parts manufacturing and the usage of steering systems show deviations and therefore have a different effect on the mechanical material behavior. Within this paper, these variations are described and the influence on quasistatic, as well as cyclic, mechanical material behavior, is explored. The goal of this investigation is to reach a reliable prediction of loading and durability of sfrp materials.

1	Einleitung und Motivation.....	4
2	Auslegung und Berechnung von kgfv Kunststoffbauteilen im Produktentstehungsprozess	7
2.1	Produktentstehungsprozess für Pkw-Lenksysteme	9
2.2	Zuverlässigkeitsgestaltung im Produktentstehungsprozess	12
2.3	Aktueller Produktentstehungsprozess von kgfv Kunststoffbauteilen.....	14
2.4	Werkstoffverhalten von kgfv Kunststoffen.....	16
2.4.1	Werkstoffverhalten unter kurzzeitiger und quasistatischer Belastung	16
2.4.2	Werkstoffverhalten unter zyklischer Belastung	19
3	Beschreibung des quasistatischen Verhaltens mittels FEM.....	25
3.1	Aktueller Stand der quasistatischen FEM-Berechnung.....	26
3.2	Isotrope und elastoplastische FEM-Berechnung.....	28
3.2.1	Fließbedingungen	28
3.2.2	Einsatz des von Mises-Fließkriteriums und geeigneter Dimensionierungskriterien.	33
3.3	Anisotrope und elastoplastische FEM-Berechnung.....	36
3.3.1	Kalibrierung des Materialmodells	41
3.3.2	Beschreibung der Beanspruchbarkeit.....	44
3.4	Anwendung der unterschiedlichen Materialmodelle bei Lenkungsbauteilen ..	45
3.5	Zusammenfassung und Bewertung der Berechnungsansätze.....	50
4	Beschreibung des zyklischen Verhaltens kgfv Kunststoffe	52
4.1	Prüfstand für zyklische Last	53
4.1.1	Versuche zur Werkstoffcharakterisierung unter zyklischer Belastungen	57
4.1.2	Bauteilbezogene Lebensdauerersuche von kgfv Kunststoffen.....	61
4.2	Bestehende Ansätze zur Lebensdauerberechnung.....	64
4.3	Aktueller Stand der Lebensdauerberechnung	67

4.4	Entwicklung eines Ansatzes zur Lebensdauerberechnung	69
4.4.1	Berücksichtigung der lokalen Faserausrichtung und Faserverteilung.....	70
4.4.2	Berücksichtigung unterschiedlicher Belastungsverhältnisse und Lastkollektive..	75
4.5	Gegenüberstellung der Simulations- und Versuchsergebnisse	78
4.6	Zusammenfassung und Bewertung der Lebensdauerberechnungen	82
5	Stochastische Einflussgrößen auf die Belastung, die Beanspruchung und die Beanspruchbarkeit	83
5.1	Stochastik Lasten.....	84
5.1.1	Ergebnisse der FEM-Berechnung	87
5.2	Stochastik Geometrie	87
5.2.1	Vermessung der Bauteile.....	88
5.2.2	Berücksichtigung geometrischer Schwankungen im FEM-Modell	92
5.2.3	Ergebnisse der FEM-Berechnung	92
5.3	Stochastik Werkstoff hinsichtlich quasistatischer Belastung.....	94
5.3.1	Statistische Methoden.....	95
5.3.2	DoE-Versuchsreihe	99
5.3.2.1	Bewertung der uniaxialen Schub- und Zugversuche.....	102
5.3.2.2	Ergebnisse der Screening-DoE.....	103
5.3.2.3	DoE-Ergebnisse.....	104
5.3.2.4	Evaluierung des Regressionsmodells	108
5.3.2.5	Quantitative Einflüsse auf das mechanische Verhalten	110
5.3.3	Simulationsbasierte DoE-Studie.....	112
5.3.3.1	Gekoppelte Prozess-Struktursimulation.....	113
5.3.3.2	Regressionsanalyse der Simulationsergebnisse	113
5.3.4	Gegenüberstellung von experimentellen und simulierten Ergebnissen	115
5.3.4.1	Vergleich der Faserorientierung.....	116

5.4	Stochastik Werkstoff hinsichtlich zyklischer Belastung.....	120
5.4.1	Streuung und Verteilung der Bruch-Lastzyklen.....	121
5.4.2	DoE-Modell.....	123
5.4.3	Regressionsanalyse.....	123
5.4.4	Untersuchung weiterer Zielgrößen.....	126
5.5	Zusammenfassung und Bewertung der stochastischen Einflussgrößen.....	129
6	Auslegungsstrategien im Produktentstehungsprozess.....	131
7	Zusammenfassung und Ausblick	137
8	Literaturverzeichnis	140

1 Einleitung und Motivation

Die Servo-Unterstützung moderner Pkw-Lenksysteme wird heutzutage über einen Elektromotor realisiert. Daraus ergeben sich signifikante Vorteile in der Energieeffizienz gegenüber hydraulisch unterstützten Lenksystemen. Abbildung 1-1 zeigt ein elektrisch unterstütztes Lenksystem. Die Einsparung erfolgt, weil das System nur im Fall der Unterstützung Energie liefern muss. Energie wird außerdem eingespart, da weniger Komponenten benötigt werden, was zu einer Gewichtsersparnis führt. Aber nicht nur die Reduktion von Komponenten bedeutet eine Gewichtsersparnis, sondern auch deren ständige Weiterentwicklung. Je nach Art der Belastung und Funktionsanforderung an die Bauteile kommt bei solchen verbesserten Komponenten eine Vielzahl von Werkstoffen zum Einsatz.

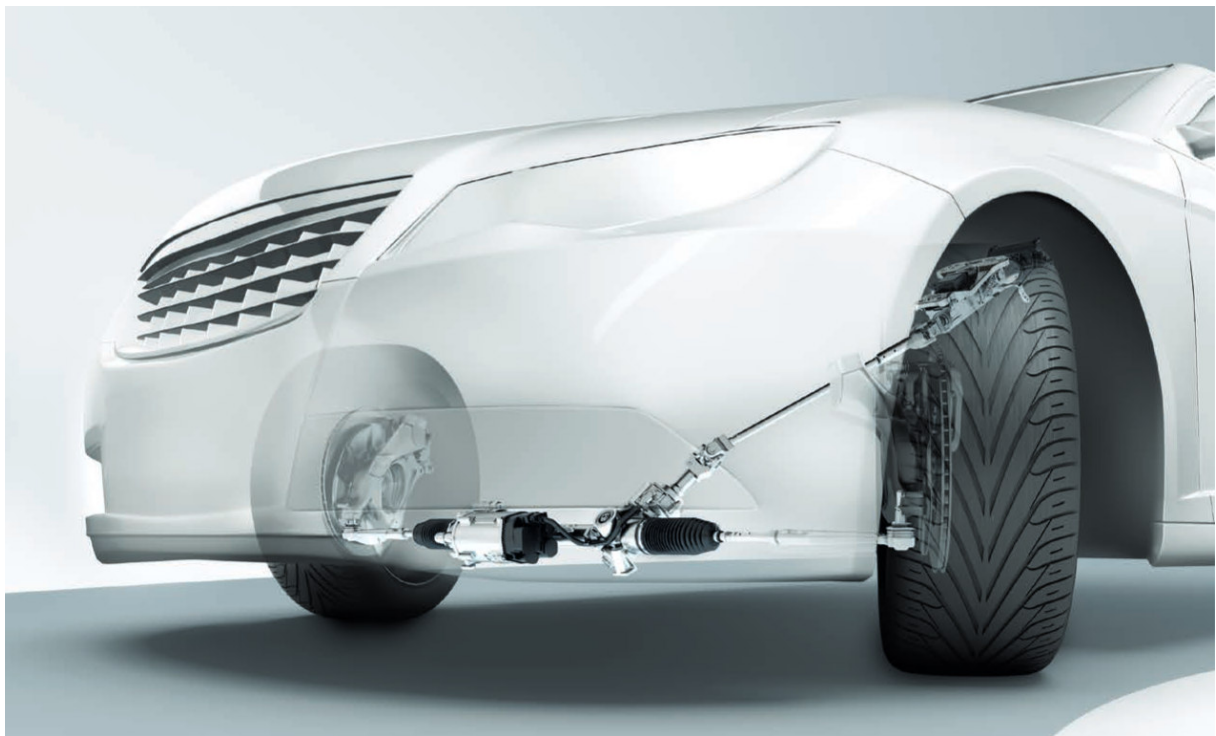


Abbildung 1-1 Elektrisch unterstütztes PKW-Lenksystem [76].

Aufgrund ihrer vielfältigen Einsatzmöglichkeiten stellen kurzglasfaserverstärkte (kgfv) Kunststoffe eine bedeutende Werkstoffgruppe bei der Entwicklung neuer PKW-Lenksysteme dar. Insbesondere im Bereich der Systemintegration von Bauteilen und durch die Substitution metallischer Komponenten durch kgfv Kunststoffbauteile ergeben sich signifikante Gewichtsersparnisse. Zusätzlich kann durch den Einsatz von kgfv Kunststoffbauteilen ein wirtschaftlicher Benefit entstehen, da diese kostengünstiger sind.

Es versteht sich, dass Bauteile aus kgfv Kunststoffen die an sie gestellten Anforderungen zuverlässig erfüllen müssen. Außerdem darf ihre Entwicklung im Vergleich zur Entwicklung metallischer Bauteile keinen zeitlichen und finanziellen Mehraufwand bedeuten. Diese Kriterien können mithilfe eines auf diesen Werkstoff zugeschnittenen Produktentstehungsprozesses (PEP) erfüllt werden. Ein wichtiger Bestandteil dieses Prozesses ist der Einsatz von Simulationen, welche die Zahl der Bauteilerprobungen (Versuche) reduzieren.

Bei der Entwicklung vieler Lenkungsgenerationen bei der Robert Bosch Automotive Steering GmbH hat sich jedoch gezeigt, dass sowohl die vorhandenen Simulationsmethoden als auch der zu Grunde gelegte PEP nicht geeignet waren, eine ausreichende Vorhersagegüte zu erzielen. Sowohl im Deformationsverhalten unter quasistatischer Last als auch bei der Lebensdauer der kgfv Kunststoffbauteile zeigten sich große Diskrepanzen zwischen Simulations- und Versuchsergebnissen. Diese führten dazu, dass die Simulation von kgfv Kunststoffbauteilen nur eine untergeordnete Rolle bei der Produktentwicklung zugesprochen wurde.

Die vorliegende Arbeit befasst sich daher mit der Frage, wie der PEP für kgfv Kunststoffbauteile angepasst werden muss und wie die spezifischen Werkstoffeigenschaften sowie Randbedingungen in der Simulation bestmöglich abgebildet werden können.

Der allgemeingültige PEP für Komponenten in PKW-Lenkensystemen wird in Kapitel 2 beschrieben und der Ist-Zustand des PEP für kgfv Kunststoffbauteile betrachtet. Bei einem simulationsgestützten PEP für kgfv Kunststoffbauteile muss der Herstellprozess mitberücksichtigt werden. Dieser beeinflusst die spezifischen Werkstoffeigenschaften von kgfv Kunststoffen, die durch den Verbund aus Glasfasern und einem Matrixwerkstoff entstehen. Für die in PKW-Lenkensystemen vorherrschenden Belastungen wird das Werkstoffverhalten ebenfalls in Kapitel 2 erläutert.

Die bisherige Diskrepanz zwischen Simulations- und Versuchsergebnissen kann unter anderem darauf zurückgeführt werden, dass sowohl die Beanspruchung im Bauteil als auch die Grenzen des Werkstoffes (die Beanspruchbarkeit) nicht hinreichend abgebildet wurden. Es werden daher Simulationsmethoden vorgestellt, die eine verbesserte Beschreibung der Beanspruchung sowie der Beanspruchbarkeit der Werkstoffe ermöglichen. Die Simulation der Bauteile unter quasistatischer Last wird in Kapitel 3 beschrieben. Kapitel 4 beschäftigt sich mit der Verbesserung der Simulation des zyklischen Verhaltens.

Ein weiterer Grund für die bisherigen Abweichungen zwischen Simulations- und Versuchsergebnissen liegt in schwankenden Randbedingungen und Werkstoffkennwerten. Es gibt verschiedene stochastische Einflussgrößen auf die Belastung, die Beanspruchung und die Beanspruchbarkeit von kgfv Kunststoffen. Woher diese Schwankungen kommen und wie groß ihr Einfluss auf die Simulation der Bauteile ist, wird in Kapitel 5 beschrieben.

Die verbesserte Abbildung der Beanspruchung in der Simulation der Bauteile muss für neu entwickelte kgfv Kunststoffbauteile in den PEP integriert werden. Insbesondere gilt es dabei, den Aufwand der Simulation mit dem Entwicklungsstand der Bauteile zu verknüpfen, woraus sich auch die benötigten Versuche ableiten sollen. Kapitel 6 zeigt, wie sich die Simulation in den für kgfv Kunststoffbauteile zugeschnittenen PEP integrieren lässt. Kapitel 7 schließt die Arbeit mit einer Zusammenfassung und einem Ausblick ab.

2 Auslegung und Berechnung von kgfv Kunststoffbauteilen im Produktentstehungsprozess

Kapitel 2 beschreibt den allgemeingültigen PEP für Komponenten in Pkw-Lenksystemen und stellt das aktuelle Vorgehen bei der Entwicklung neuer kgfv Kunststoffbauteile vor. Außerdem wird das Werkstoffverhalten von kgfv Kunststoffen erläutert, dessen Kenntnis für die Auslegung der Bauteile notwendig ist. Einführend werden die kgfv Kunststoffbauteile, welche in Lenksystemen verarbeitet sind, genauer beschrieben.

Bei modernen Pkw-Lenksystemen wird mithilfe einer Sensoreinheit das benötigte Drehmoment am Lenkrad ermittelt und dann über einen Elektromotor bereitgestellt. Grundsätzlich gibt es drei Ausführungen von Pkw-Lenksystemen, die sich in der Art der Kraftübertragung vom Elektromotor zur Zahnstange unterscheiden. Alle Lenksysteme sind in Abbildung 2-1 dargestellt. Bei der sogenannten *Electric Power Steering column* (EPSc) und der sogenannten *Electric Power Steering dual pinion* (EPSdp) wird sowohl die Lenkbewegung als auch die elektrische Unterstützung über ein Ritzel realisiert, das sich im Eingriff der Zahnstange befindet. Die Zahnstange führt schließlich die Bewegung der Fahrzeugräder aus. Die Kraftübertragung vom Elektromotor zur Zahnstange findet mithilfe eines Schraubradgetriebes statt. Hier unterscheidet sich der dritte Lenkungstyp, die sogenannte *Electric Power Steering axial parallel* (EPSapa), insofern von den beiden anderen, als dass die Kraftübertragung vom Elektromotor zur Zahnstange über eine Kugelumlaufspindel und einem Riementrieb realisiert wird. Die EPSapa-Lenkung wird bei Oberklassefahrzeugen und jenen mit hohen Lenkachslasten eingesetzt; die EPSdp-Lenkung bei Mittelklassefahrzeugen und die EPSc-Lenkung kommt bei kleinen Pkws zum Einsatz.

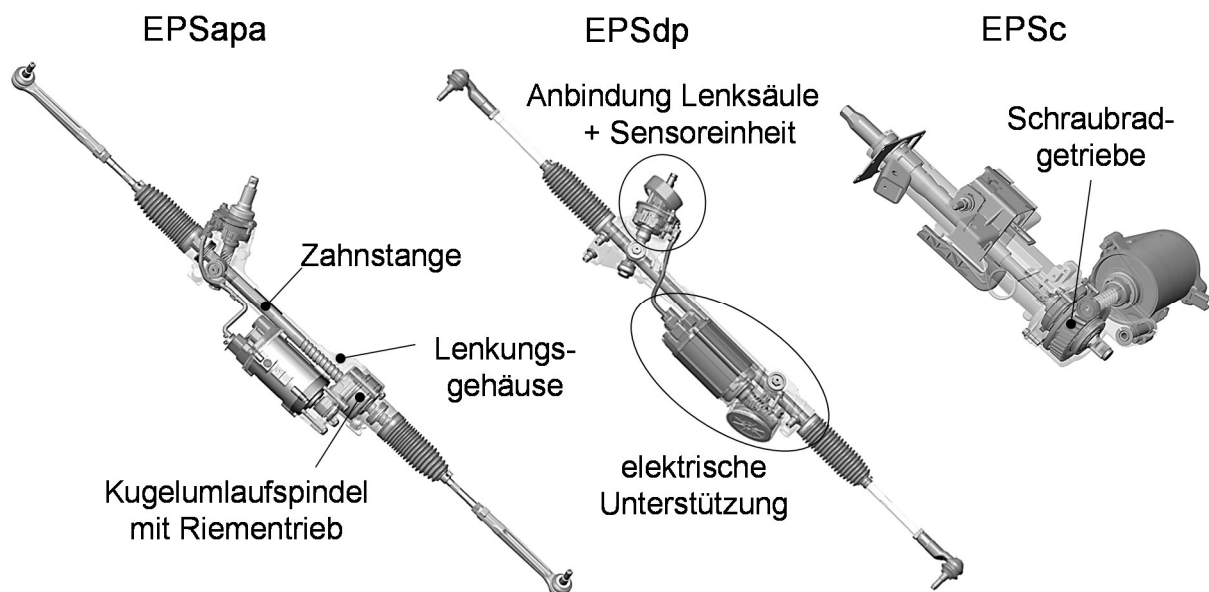


Abbildung 2-1 Elektrisch unterstützte Pkw-Lenksysteme [76].

In der EPSdp- und der EPSc-Lenkung sind mehrere Bauteile aus kgfv Kunststoff verbaut, insbesondere im Schraubradgetriebe und im Bereich der Sensoreinheit. Kgv Kunststoffbauteile im Schraubradgetriebe sind von besonderer Bedeutung, da sie unmittelbar im Kraftfluss des Lenksystems stehen und somit nicht ausfallen dürfen. Aus diesem Grund stehen vor allem sie

im Fokus dieser Arbeit. In Abbildung 2-2 sind die kgfv Kunststoffbauteile des Schraubradgetriebes farblich hervorgehoben.

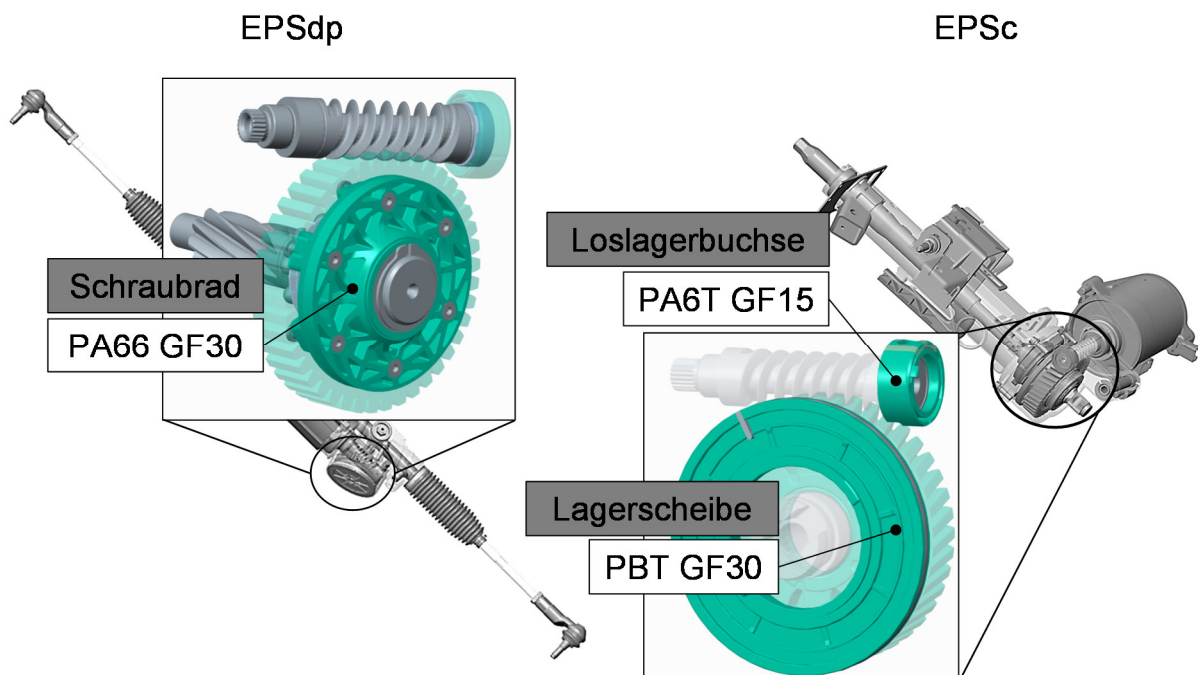


Abbildung 2-2 Kgv Kunststoffe verbaut im Kraftfluss der Lenkung [76].

2.1 Produktentstehungsprozess für Pkw-Lenksysteme

Der Entstehungsprozess industrieller Produkte erfordert aufgrund der Komplexität der Entwicklung und Herstellung eine Arbeitsteilung. Vor allem die Entwicklung eines Produkts findet in mehreren Schritten statt, deren Inhalte genau festgelegt und deren Schnittstellen untereinander exakt beschrieben sein müssen. Die Gesamtheit aller Schritte wird als „Produktentstehungsprozess“ (PEP) bezeichnet [70]. Er beschreibt alle Arbeitsschritte von der Produktidee bis zum fertigen Produkt.

Der PEP für Pkw-Lenksysteme bestimmt die Planung und Darstellung des Zeitverlaufs neuer Lenkungsgenerationen, -funktionen und -komponenten um sicherzustellen, dass das Lenksystem zum richtigen Zeitpunkt für den Fahrzeughersteller produziert werden kann. In Abbildung 2-3 ist dieser PEP als Schaubild dargestellt. Hier sind primär die Projektplanung bis zum Beginn der Produktion des Lenksystems sowie die Kommunikation mit dem Kunden (Automobilhersteller) definiert. Die zeitliche Planung zur Abarbeitung der einzelnen Entwicklungsschritte ist über die sogenannten Gates (Meilensteine), A-G, festgelegt. Bis Gate C findet die Konzeptionsphase statt, in der Ideen generiert und Machbarkeitsstudien durchgeführt werden. Anschließend erfolgt die Beauftragung des Kunden und die eigentliche Entwicklung des Lenksystems beginnt.

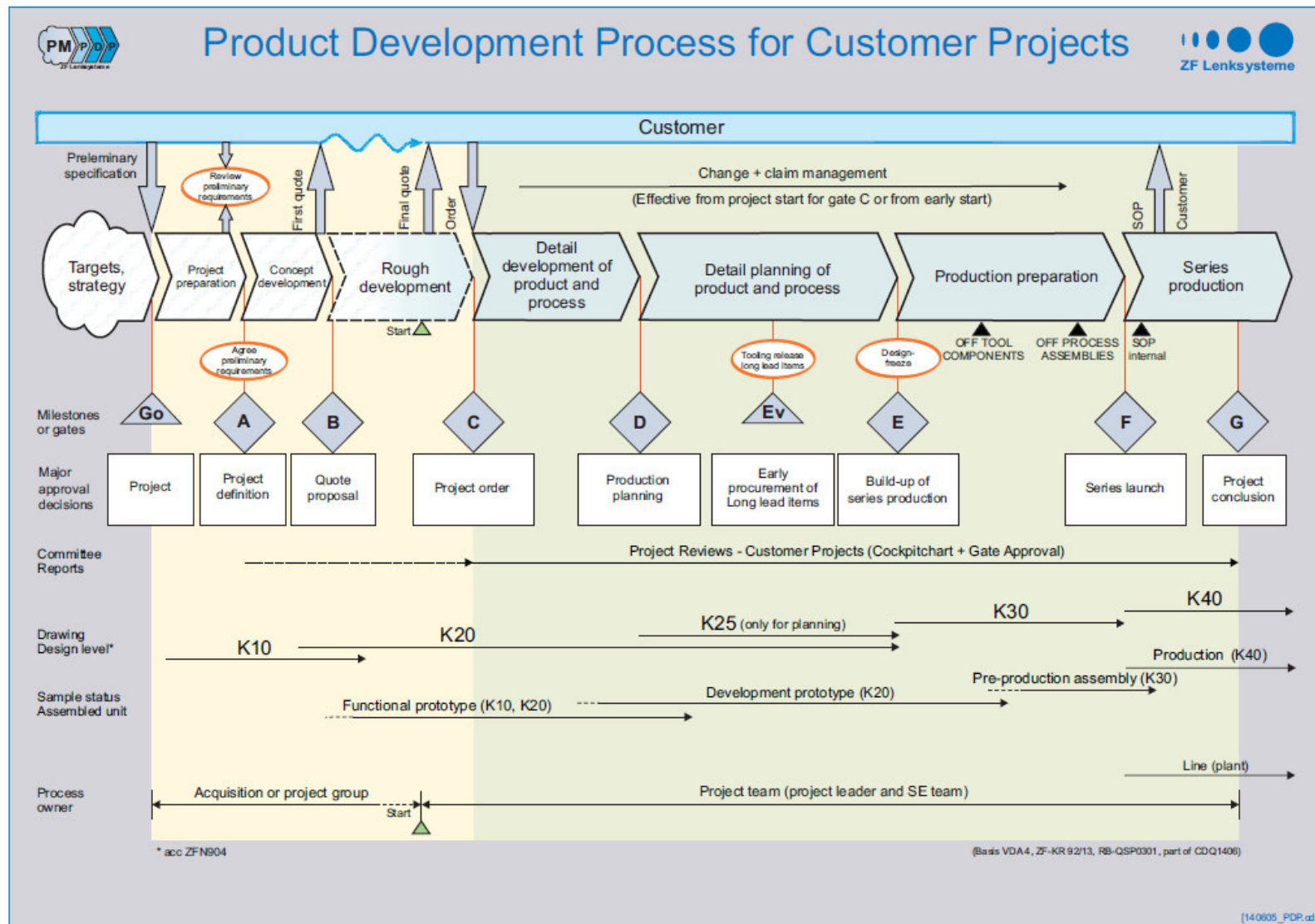


Abbildung 2-3 PEP bei Robert Bosch Automotive Steering GmbH [75].

Die Konstruktionsstände (K-Stände) stellen die Verbindung zwischen dem Gate und dem Entwicklungsstand des Lenksystems her. Außerdem wird darüber festgelegt, wie weit die Entwicklung der einzelnen Bauteile bei dem jeweiligen Gate sein muss. Aus den K-Ständen leiten sich wiederum die sogenannten Musterbauteile ab. Diese sind in Abbildung 2-4 dargestellt. Die Musterbauteile werden von der Konzeptphase (Gate A / K10) bis zur Produktionsplanung (Gate E / K20) in drei Reifegrade eingeteilt (Muster-A bis Muster-C). Jeder Reifegrad wird mit Hilfe von Versuchen freigegeben, ehe die Entwicklung des darauffolgenden Musterbauteils begonnen werden kann.

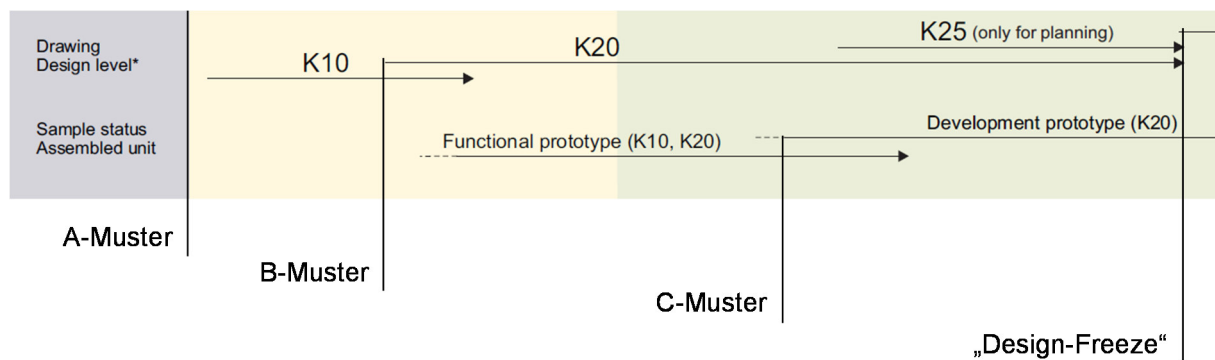


Abbildung 2-4 Musterbauteilstände im PEP [75].

Im Folgenden werden die einzelnen K-Stände und Musterbauteile aus kgfv Kunststoff im Detail beschrieben.

Basisentwicklung K10 Stand (A-Muster)

Dieser K-Stand wird vergeben, wenn die Freigabe für die Grobentwicklung von Produkt und Prozess vorliegt. Dies entspricht dem erfolgreichen Durchschreiten von Gate B. Der PEP, dem diese Bauteile zugehörig sind, befindet sich in der Grobentwicklungsphase. Nach der zugeordneten Stückliste und/oder den zugeordneten Dokumenten dürfen Funktionsprototypen gefertigt werden. Zur Prototypenherstellung ist noch kein Fertigungsverfahren festgelegt, sodass beispielsweise die Stereolithographie oder ein 3D Druckverfahren zum Einsatz kommen kann.

Basisentwicklung K20 Stand Prototyp und Werkzeug (B-Muster)

Die Freigabe zur Detailentwicklung eines Produktes entspricht dem Konstruktionsstand K20 sowie dem erfolgreichen Passieren von Gate C. Im Sinne des PEP befinden sich die Bauteile in der Detailentwicklungsphase. Nach der zugeordneten Stückliste und/oder den zugeordneten Dokumenten dürfen wiederum Entwicklungsprototypen gefertigt werden. Zur Fertigung der Prototypen wird für kgfv Kunststoffbauteile ein Prototypenwerkzeug hergestellt, um die Bauteile im Spritzgießprozess herzustellen [75].

Leitkundenentwicklung K25 (C-Muster)

Dieser Entwicklungsstand steht für die Weiterentwicklung des Prototyps und die Fertigung der Bauteile mit einem Vorserienwerkzeug. Das Werkzeug beinhaltet die gleiche Anzahl hergestellter Bauteile pro Spritzgießwerkzeug (Nester) wie das Serienwerkzeug. Außerdem werden die Anspritzpunkte und die Anspritzkanäle im Spritzgießwerkzeug festgelegt.

K30 Serienbauteil (Design-Freeze)

Dieser K-Stand wird vergeben, wenn die Freigabe zur Serienproduktion vorliegt.

2.2 Zuverlässigkeitsgestaltung im Produktentstehungsprozess

Die zuverlässige Auslegung eines Bauteils verlangt die Kenntnis über die Höhe und den Umfang der Belastung und Beanspruchung des Designs. Außerdem müssen die Belastungsgrenzen sowie die Beanspruchbarkeit bekannt sein [4]. Im PEP von Pkw-Lenksystemen ist die Definition der Belastung, der Beanspruchung und der Beanspruchbarkeit ein wichtiger Faktor, um die Bauteile richtig dimensionieren zu können.

Die Art der Belastung von kgfv Kunststoffen in Pkw-Lenksystemen kann in zwei Bereiche unterteilt werden:

1. Hohe quasistatische Belastungen bei Missbrauchslastfällen sowie bei der Montage der Lenkung.
2. Eine Vielzahl von niedrigen, sich zyklisch wiederholenden Belastungen während des Fahreinsatzes.

Bei Missbrauchslastfällen wirken auf die Bauteile hohe Kräfte und Momente sowie große Verschiebungen ein, die allerdings in niedrigstelliger Wiederholung vorkommen. Beispiele hierfür sind Vollbremsungen bei stark beschädigter Fahrbahn oder das Einlenken mit voller elektrischer Unterstützung parallel zur Bordsteinkante. Bei der Montage der Bauteile werden diese stärker belastet als im Fahreinsatz. Hierbei muss darauf geachtet werden, dass die plastischen Deformationen nicht zu hoch sind, um Vorschädigungen der Bauteile zu vermeiden. Die zweite Art der Belastung, die zyklischen Lasten, kann im Betrieb der Lenkung in der Höhe der Schwingspiele, der Anzahl der Schwingspiele und in der mittleren Belastung (Mittelspannung / Mitteldehnung) variieren. Als Beispiel sind hier die sogenannten Parkier-Zyklen oder das 12-Stufen Lastkollektiv zu nennen, welches alle Lenkbewegungen im Fahreinsatz abbildet.

Die Beanspruchung im Bauteil kann mit Hilfe der Simulation beschrieben werden. Hierbei ist es insbesondere wichtig, dass das Werkstoffverhalten mit geeigneten phänomenologischen

Modellen beschrieben wird, damit eine hinreichend genaue Darstellung der Beanspruchung und Deformation realisiert werden kann. Dies ist insbesondere in einem frühen Entwicklungsstadium entscheidend, in welchem noch keine Versuche durchgeführt werden. Die Grenzen der Beanspruchung werden durch die Beanspruchbarkeit des Werkstoffes festgelegt. Sowohl für Versuche als auch für die Simulation muss die Beanspruchbarkeit der Bauteile für die quasistatischen und zyklischen Belastungen getrennt betrachtet werden. Zudem müssen die Schadensmechanismen bekannt sein. Ein simulationsgestützter PEP kann nur dann zuverlässige Ergebnisse liefern, wenn die Beanspruchbarkeit genau bekannt ist.

Sowohl die Belastung, die Beanspruchung als auch die Beanspruchbarkeit unterliegen Streuungen. Das bedeutet, dass das Verhalten des Bauteils mit einer gewissen Unsicherheit behaftet ist. Der Verlauf der Merkmale kann unterschiedliche, statistische Verteilungen haben. In der Literatur wird die Interaktion zwischen normalverteilter Beanspruchung und Beanspruchbarkeit beschrieben [85]. Der Überdeckungsbereich beider Wahrscheinlichkeiten beschreibt ein mögliches Versagen (siehe Abbildung 2-5).

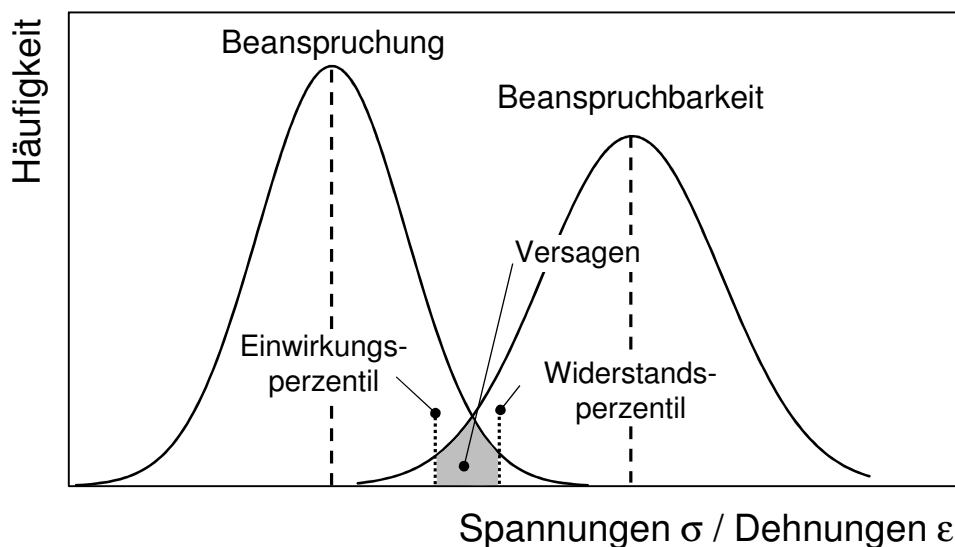


Abbildung 2-5 Beanspruchung und Beanspruchbarkeit unterliegen Streuungen.

Für eine Bauteilauslegung müssen die beiden Grenzen des Versagensbereichs der Belastung entsprechend festgelegt werden. Kommt eine Belastung selten vor, kann die Überdeckungsfläche größer gewählt werden als bei einer Belastung, die ein Bauteil beispielsweise mehrere Millionen Mal erfährt. Eine weitere Option den Versagensbereich zu minimieren ist, das Ausmaß der Streuung beider Merkmale zu verringern. Die Streuung der Beanspruchung kann bereits in der Entwicklung durch enge Fertigungstoleranzen der Geometrie verkleinert werden. Bei der

Beanspruchbarkeit ist es möglich, unter anderem durch die Prozessparameter bei der Herstellung der Bauteile und durch eine geeignete Werkstoffauswahl eine geringere Streuung zu erzielen.

Die Streubreite der Belastung, der Beanspruchung und der Beanspruchbarkeit wird, wie bereits oben erwähnt, durch Faktoren wie Umwelteinflüsse, den Herstellungsprozess und die Belastungsart beeinflusst. Inwiefern diese Streuungen in der Simulation von kgfv Kunststoffbauteilen mitberücksichtigt werden müssen, wird in Kapitel 5 erörtert.

2.3 Aktueller Produktentstehungsprozess von kgfv Kunststoffbauteilen

In der aktuellen Auslegung von kgfv Kunststoffbauteilen in Pkw-Lenksystemen werden alle Bauteile Versuchen unterzogen, um die Freigabe eines neuen Bauteilmusters oder des Bauteils für die Herstellung zu ermöglichen. Simulationen finden zwar in Form von Finite-Elemente-Methode-Berechnungen (FEM-Berechnungen) statt, haben jedoch keine bedeutende Rolle im PEP. Der Hintergrund ist dabei der, dass es große Unterschiede zwischen der Beanspruchbarkeit in Simulation und Versuch gibt. Grundsätzlich halten die Bauteile in den Versuchen sehr viel höheren Belastungen stand als in der Simulation vorhergesagt wird. Auf was diese Unterschiede zurückzuführen sind und wie eine Verbesserung der Simulation erzielt werden kann, wird in den Kapiteln 3, 4 und 5 erarbeitet.

Für quasistatisch belastete Bauteile werden FEM-Berechnungen mit einem linearelastischen Werkstoffverhalten ohne die Berücksichtigung der Faserausrichtung (isotrop) durchgeführt und die Ergebnisse geeigneten Dimensionierungsgrenzen gegenübergestellt. Dass die Annahme eines linearelastischen und isotropen Werkstoffverhaltens zur Fehlinterpretationen bezüglich der Beanspruchung und Beanspruchbarkeit führt, wird in Kapitel 3.5 erläutert.

Beanspruchbarkeits-Kennwerte, die den Simulationsergebnissen gegenübergestellt werden, müssen weiterhin die klimatischen Einsatzbedingungen mitberücksichtigen. Das Lenksystem unterliegt Temperaturschwankungen von -40 °C bis 120 °C und die Luftfeuchtigkeit kann von 0% bis 100% variieren. Liegen keine Kennwerte vor, so gilt es, die Randbedingungen in Form von Abminderungsfaktoren zu berücksichtigen.

Die Auslegung für quasistatische Belastung ist in Abbildung 2-6 für alle Musterstände des PEP dargestellt. Vor der Herstellung des A-Musterbauteils werden vier Simulationen zur Grobabschätzung der Beanspruchung durchgeführt: jeweils eine für die minimale- und maximale Betriebstemperatur sowie für die Luftfeuchtigkeit. Die Absicherung der Weiterentwicklung der Musterbauteile findet ausschließlich über Versuche statt.

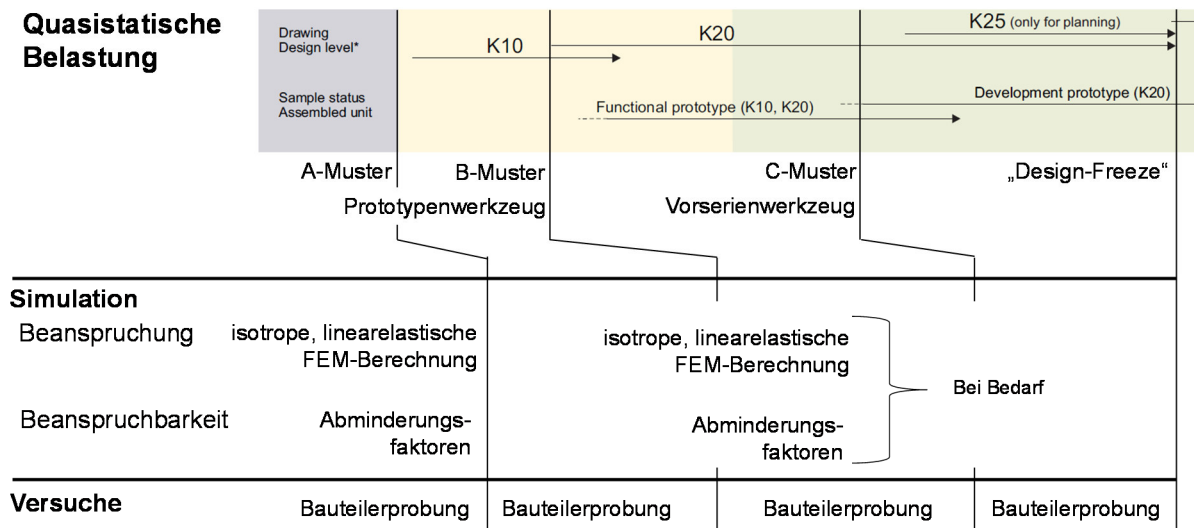


Abbildung 2-6 Aktuelles Vorgehen bei der Produktentwicklung von kgfv Kunststoffen bezüglich quasistatischen Belastungen.

Ebenfalls erfolgt die Freigabe von Musterbauteilen bezüglich der Lebensdauer mit Hilfe von Versuchen. Simulationen erfolgen hauptsächlich in Form von quasistatischen, linearelastischen und isotropen FEM-Berechnungen und die Ergebnisse werden mit Dimensionierungskennwerten verglichen, um die Beanspruchbarkeit zu bewerten. Zusätzlich besteht die Möglichkeit eine Lebensdauerabschätzung durchzuführen, in der eine Bruch-Lastzyklenzahl des Bauteils ermittelt wird. Die Abschätzungen mittels FEM-Berechnungen sagen dabei meist eine zu geringe Lebensdauer voraus. In Kapitel 4.6 wird dieses Vorgehen solchen Methoden zur Lebensdauerberechnungen gegenübergestellt, welche die Lebensdauer kgfv Kunststoffe besser prognostizieren können.

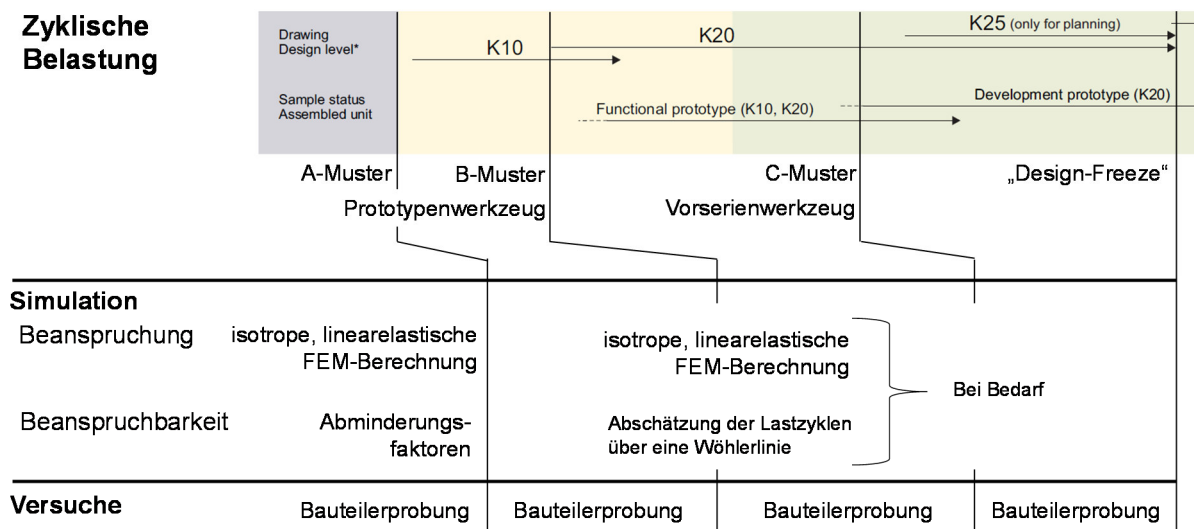


Abbildung 2-7 Aktuelles Vorgehen bei der Produktentwicklung von kgfv Kunststoffen bezüglich zyklischen Belastungen.

Die Auslegung im Rahmen des PEP für zyklische Belastungen ist in Abbildung 2-7 abgebildet. Wie auch bei der Auslegung für quasistatische Belastungen, werden vor der Herstellung des A-Musterbauteils vier FEM-Berechnungen durchgeführt, für den Temperaturbereich und die Luftfeuchtigkeit. Während der Weiterentwicklung wird der PEP zum Teil durch eine Lebensdauerabschätzung ergänzt.

2.4 Werkstoffverhalten von kgfv Kunststoffen

Kgfv Kunststoffe gehören zur Werkstoffgruppe der thermoplastischen Polymere. Sie bestehen aus einem thermoplastischen, teilkristallinen Matrixwerkstoff, in den Kurzglasfasern eingebettet sind. Die Kurzglasfasern haben eine Länge zwischen 0,1 mm und 1 mm und das Längen- / Dickenverhältnis (Aspektverhältnis) der Fasern beträgt zwischen 20 und 30 [22]. Der Verbundwerkstoff wird in einem Extrusionsverfahren zu Granulat verarbeitet. Über das Spritzgießverfahren wird das Granulat dann zu Bauteilen weiterverarbeitet.

In Pkw-Lenkssysteme werden unterschiedliche kgfv Kunststoffe eingesetzt. Es kommen Matrixwerkstoffe wie Polyamid 6 (PA6), Polyamid 66 (PA66), teilaromatisiertes Polyamid 6 (PA6T) und Polybutylenterephthalat (PBT) zum Einsatz. Generell variiert der Glasfasergehaltsanteil von 15 % bis 35 %. In dieser Arbeit wird neben einem PA6T GF15 hauptsächlich ein PA66 GF30 untersucht, da diese Werkstoffe weitverbreitete Anwendung finden.

2.4.1 Werkstoffverhalten unter kurzzeitiger und quasistatischer Belastung

Kgfv Kunststoffe weisen unter kurzzeitiger, quasistatischer Belastung ein elastoplastisches und richtungsabhängiges Werkstoffverhalten auf. Das elastoplastische Verhalten ist auf den Matrixwerkstoff zurückzuführen. Die Richtungsabhängigkeit (Anisotropie) entsteht durch die lokale Ausrichtung der Kurzglasfasern bei der Herstellung im Spritzgießverfahren. Der Füllvorgang der Spritzgießform richtet die Fasern primär in Fließrichtung aus, wodurch sich das lokale, anisotrope Verhalten einstellt. Abbildung 2-8 zeigt das quasistatische Werkstoffverhalten unter uniaxialer Zugbelastung für PA66 GF30 mit unterschiedlichen Faserorientierungen.

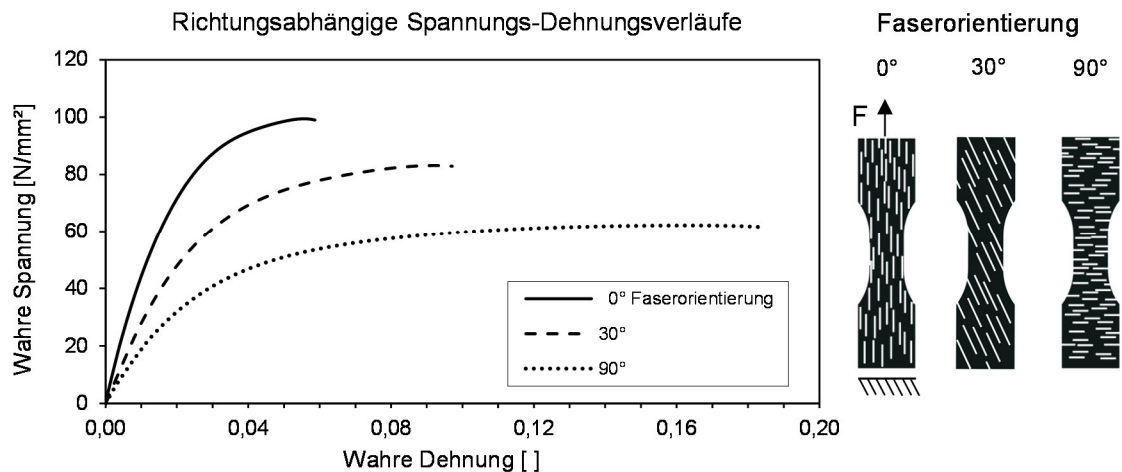


Abbildung 2-8 PA66 GF30, elastoplastisches und anisotropes Werkstoffverhalten im konditionierten Zustand.

Eine weitere werkstoffspezifische Eigenschaft ist, dass kgfv Kunststoffe höhere Druckbelastungen als Zugbelastungen ertragen können. In Abbildung 2-9 sind Zug- und Druckversuche eines kgfv-PBT sowie eines kgfv-Polypropylen (PP) dargestellt. Die Druckversuche verlaufen auf einem höheren Niveau als die Zugversuche [49].

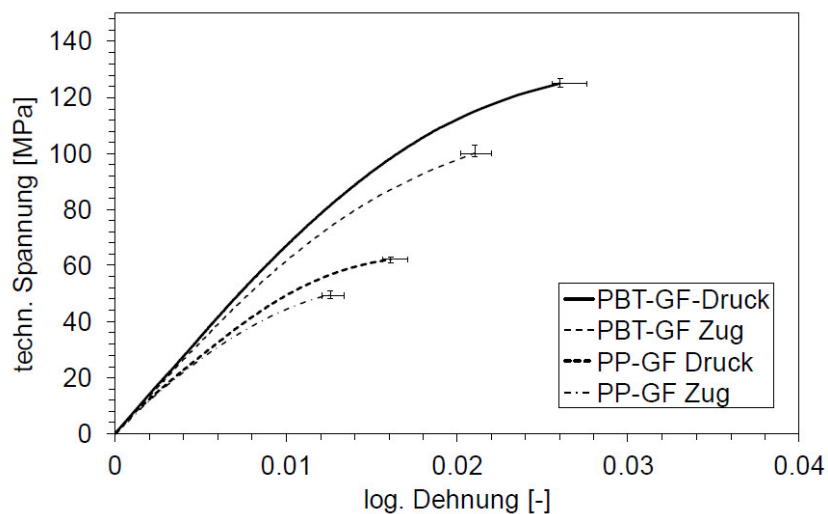


Abbildung 2-9 Zug- und Druckversuche eines kgfv-PBT sowie eines kgfv-PP [49].

Wie bei unverstärkten Thermoplasten auch, wirkt sich die Belastungsgeschwindigkeit auf das mechanische Verhalten aus. Werden die Bauteile hochdynamisch [35, 82] oder langzeitig belastet, weisen sie zusätzlich ein geschwindigkeitsabhängiges (viskoelastisches) Verhalten auf. Mit zunehmendem Fasergehalt wird die Geschwindigkeitsabhängigkeit reduziert [78] und kann bei einem 50 % Fasergewichtsanteil vernachlässigt werden, wie von Hashemi et al. [44] gezeigt wird.

Einflussfaktoren auf das Werkstoffverhalten unter kurzzeitiger, quasistatischer Belastung sind vor allem Umwelteinflüsse sowie der Herstellungsprozess selbst. Im Vergleich zu metallischen Werkstoffen müssen bei kgfv Kunststoffen die klimatischen Bedingungen sehr viel genauer betrachtet werden. Das quasistatische Werkstoffverhalten wird stark durch die Umgebungstemperatur beeinflusst [44], [16]. Im Betrieb der Lenkung sind die Bauteile Temperaturen von -40 °C bis 120 °C ausgesetzt. Bei niedrigen Temperaturen haben die kgfv Kunststoffe eine hohe Bruchspannung und eine niedrige Bruchdehnung, wohingegen bei hohen Temperaturen die Bruchdehnung zunimmt und eine geringere Bruchspannung zu erkennen ist. Der Feuchtegehalt der Luft hat ebenfalls einen Einfluss auf das quasistatische Verhalten der Werkstoffe [29]. Insbesondere bei hygroskopischen (wasseraufnehmenden) Matrixmaterialien wie PA6 sowie PA66 ist dieser Einfluss stark ausgeprägt. Überlagert werden diese Einflüsse durch das anisotrope Werkstoffverhalten der kgfv Kunststoffe. Für PA66 GF30 ist der Einfluss von Feuchtegehalt und Faserausrichtung in Abbildung 2-10 dargestellt. Es sind die Spannungs-Dehnungskurven für 0° -, 30° und 90° -Faserorientierung und drei unterschiedliche Feuchtegehalte abgebildet: 0% Wassergehalt (trocken), 1,3% Wassergehalt (Raumklima) und 2,5% Wassergehalt (konditioniert gemäß EN ISO 1110 [23]). Der Werkstoff weist im trockenen Zustand die höchste Bruchspannung aber auch die geringste Bruchdehnung auf. Je höher der eingelagerte Wassergehalt, desto ausgeprägter ist das duktile Werkstoffverhalten. Das nichtlineare Verhalten und die Bruchdehnung nehmen deutlich zu.

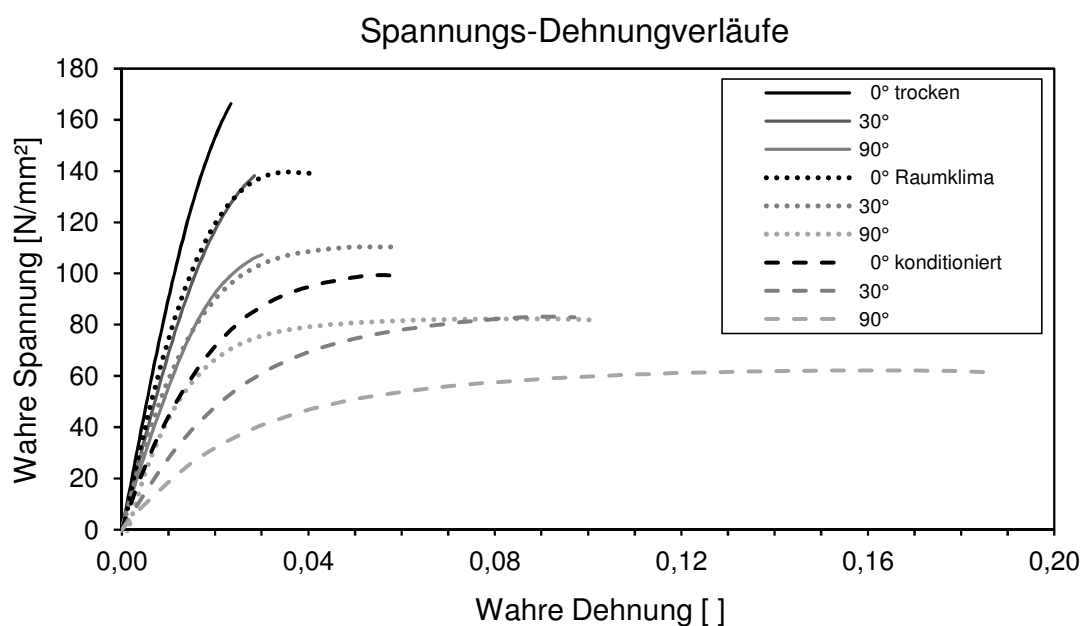


Abbildung 2-10 PA66 GF30: Einfluss von Faserausrichtung und Feuchtegehalt.

Fertigungsbedingte Einflüsse auf das quasistatische Verhalten von kgfv Kunststoffen können unterschiedliche Ursachen haben. Zum einen weisen unterschiedliche Chargen des Werkstoffherstellers abweichende Spannungs-Dehnungsverläufe auf. Wie in Abbildung 2-11 ersichtlich ist, kann der Einfluss bis zu 10 % in der Bruchspannung betragen.

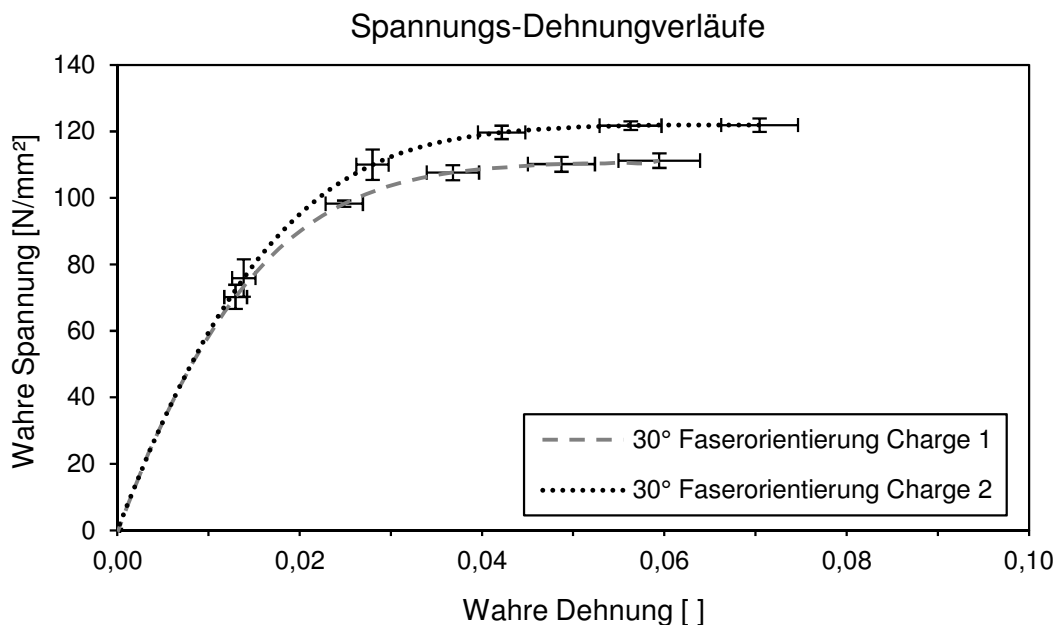


Abbildung 2-11 PA66Gf 30: Einfluss von Hersteller-Chargen eines PA66 GF30. Die Streuungen in Spannung und Dehnung von 10 Zugversuchen pro Charge sind hier mit abgebildet.

Zum anderen hat die Fertigung der Bauteile einen Einfluss auf das quasistatische Verhalten von kgfv Kunststoffen [74], worauf in Kapitel 5.3 im Detail eingegangen wird.

2.4.2 Werkstoffverhalten unter zyklischer Belastung

Bei einer zyklischen Belastung wird im Allgemeinen von einer sinusförmigen harmonischen Kraft oder Verschiebung ausgegangen. Zur Beschreibung dieser Belastung sind in Abbildung 2-12 charakteristische Kennwerte einer sinusförmigen Verschiebung dargestellt. Über die maximale und minimale Belastung kann mit Gleichung (1) das Belastungsverhältnis R ermittelt werden. Für eine rein schwellende Belastung ergibt sich der Wert $R = 0$, für eine rein wechselnde Belastung ist $R = -1$. u_u entspricht dem Minimalwert und u_o dem Maximalwert der Auslenkung. u_a ist die Amplitude der Verschiebung und u_m die mittlere Verschiebung (Mittelwert).

$$R = \frac{u_u}{u_o} \tag{1}$$

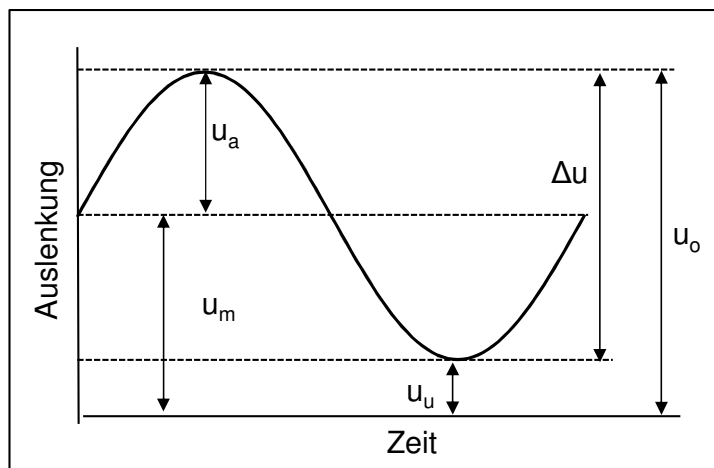


Abbildung 2-12 Sinusförmige, harmonische Belastung.

Kgfv Kunststoffe weisen bereits bei niedriger Belastung ein nichtlineares, irreversibles (plastisches) Verformungsverhalten auf [16], [72]. Dies trifft auch unter zyklischer Last auf den Kraft-Wegverlauf und den daraus resultierenden Spannungs-Dehnungsverlauf zu. Zudem ist das Werkstoffverhalten richtungsabhängig [60]. Es zeichnet sich durch unterschiedliche ertragbare Lastzyklen aus, je nachdem welche lokale Faserorientierung zur Belastungsrichtung vorherrscht [14].

Das zyklische Verhalten von kgfv Kunststoffen kann mit Hilfe von kraft- oder weggesteuerten Versuchen gut charakterisiert werden. Launaya et al. [60] beschreiben für kraftgesteuerte Versuche einen Einklingvorgang über die ersten 20 Lz für PA66 GF35, in welchem der Weg bzw. die Dehnung stark zunimmt (siehe Abbildung 2-13 links). Dies wird ebenfalls über die Änderung der Hysterese-Fläche $\Delta W_{total} = \int_{Zyklus} \sigma d\epsilon$ ersichtlich (siehe Abbildung 2-13 rechts).

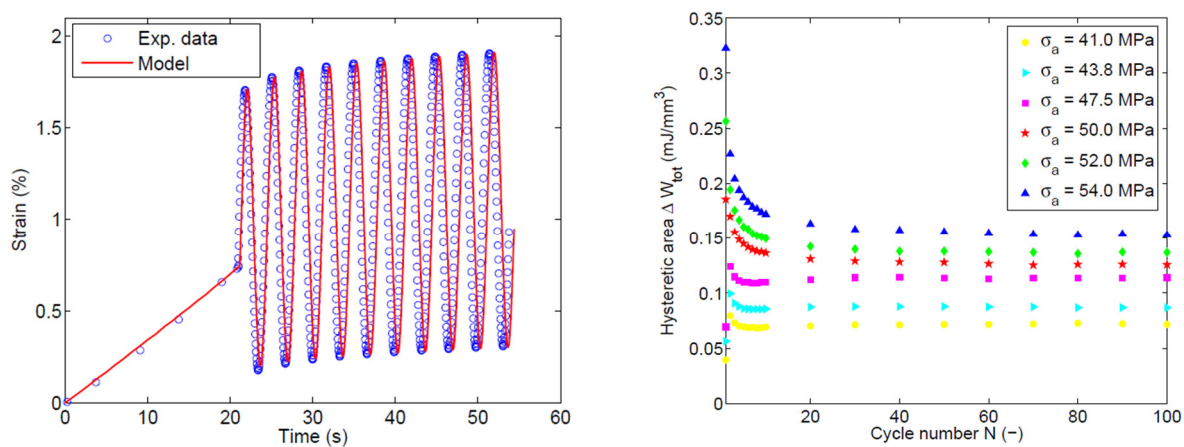


Abbildung 2-13 Links: Dehnungsevolution während des Einklingvorgangs, für eine spritzgeossenen Zugstab aus PA66 GF35 [60]; rechts: Evolution der Hysterese-Fläche ΔW_{total} ($F=1\text{Hz}$, $R=0$) [60].

Außerdem ist sowohl eine Verschiebung als auch eine Verkippung der Hystereseschleife während des Einklingvorgangs zu erkennen (siehe Abbildung 2-14). Ferner zeigen Klimkeit et al. [55] für PBT+PET GF30, dass die Hystereseschleifen durch das Belastungsverhältnis (R-Verhältnis) und durch die Faserausrichtung beeinflusst werden. Der Einklingvorgang ist bei einer 90°-Faserausrichtung (Abbildung 2-14 b und d) zur Belastungsrichtung stärker ausgeprägt als in 0°-Faserausrichtung (Abbildung 2-14 a und c).

Nach dem Einklingvorgang stabilisieren sich die sich nur noch geringfügig ändernden Hysteresen, was unter anderem von Bernasconi et al. gezeigt wird [3]. Klimkeit et al. [55] sowie De Monte et al. [15] belegen, dass die geringfügige Änderung der Hysteresen auf eine Kopplung zwischen viskoelastischen Effekten und Ermüdungseffekten zurückgeführt werden kann.

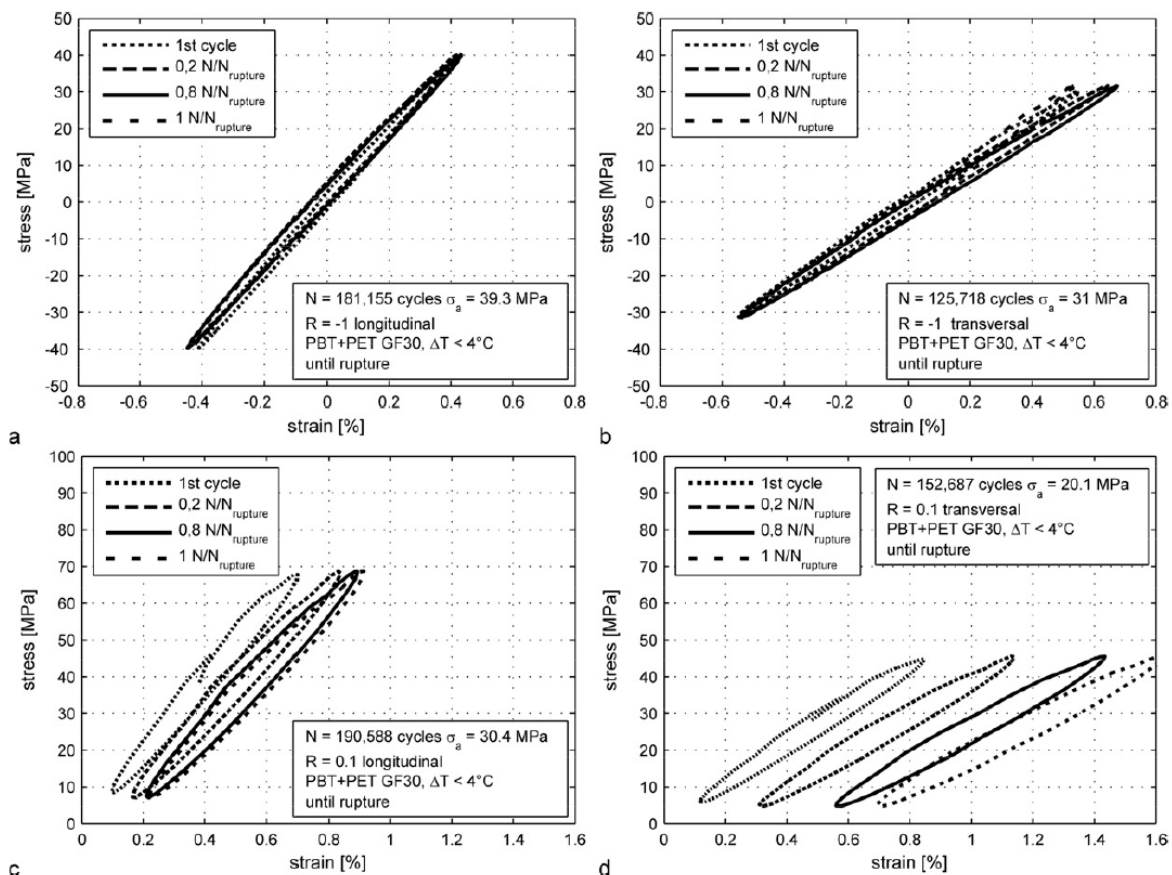


Abbildung 2-14 Hystereseschleifen: R = -1 für (a) Zugprüfstäbe mit 0°-Faserausrichtung und (b) mit 90°-Faserausrichtung, unten: R = 0.1 für (c) Zugprüfstäbe mit 0°-Faserausrichtung und (d) mit 90°-Faserausrichtung [55].

Im Sinne der Lebensdauerdauervorhersage von Bauteilen beginnt die Beschreibung des zyklischen Verhaltens ab 10.000 Lastwechsel [40]. Eine ganzheitliche Beschreibung des Werkstoffverhaltens ist nicht möglich, da die zu erfassenden Datenmengen in Versuchen und der

Simulationsaufwand zu hoch sind. Deshalb wird das zyklische Werkstoffverhalten von kgfv Kunststoffen häufig mit den ertragbaren Lastzyklen beschrieben.

Ein wichtiges Schaubild zur Bewertung der Lebensdauer ist das Wöhlerdiagramm [40]. Hierfür werden hinreichend viele Zugprüfstäbe bei konstantem R-Verhältnis mit verschiedenen Amplituden bis zum Bruch schwingend beansprucht. Die durch die Wertepaare von Belastungsamplitude und Anzahl der Bruchlastzyklen N (im Folgenden Lastzyklen bzw. Lz) erstellbare Ausgleichsgerade wird als Wöhlerlinie bezeichnet [22]. Als Belastungsamplitude kann sowohl die Spannung als auch die Dehnung aufgetragen werden. Zur Erstellung von Spannungswöhlerlinien sind kraftgesteuerte Versuche und für Dehnungswöhlerlinien weggesteuerte Versuche notwendig. Mit Hilfe des Wöhlerdiagramms lässt sich der auslegungsrelevante Bereich für kgfv Kunststoffbauteile in Pkw-Lenkssysteme beschreiben, der im zeitfesten Lebensdauerbereich (high cycle fatigue) [14], sprich zwischen $5 \cdot 10^4$ Lz und $5 \cdot 10^5$ Lz, liegt (siehe Abbildung 2-16).

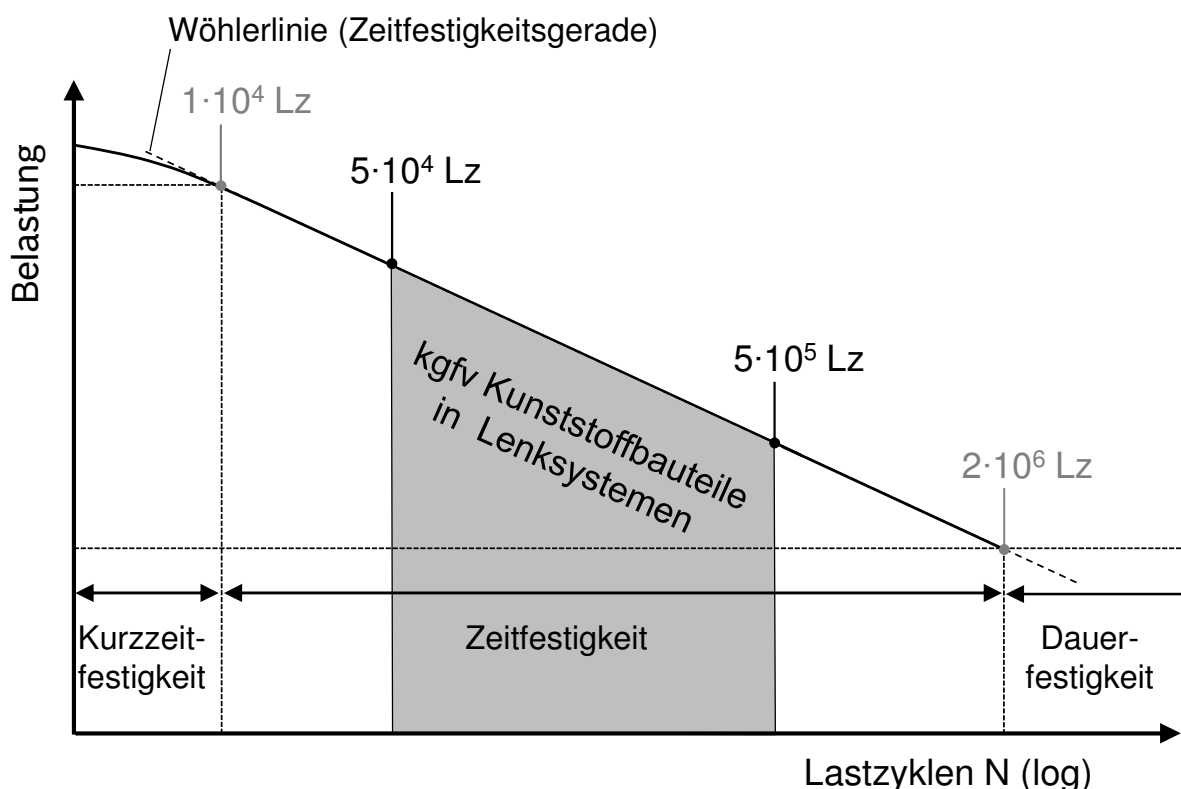


Abbildung 2-16 Auslegung von kgfv Kunststoffbauteilen im zeitfesten Bereich.

Das Verhalten von kgfv Kunststoffen unter zyklischer Last wird durch eine Vielzahl von Faktoren beeinflusst. Wie auch unter quasistatischer Belastung, resultiert eine zunehmende Temperatur in einer Verringerung der Beanspruchbarkeit [14, 15]. In gleicher Weise beeinflusst der

Feuchtegehalt im Matrixmaterial das Werkstoffverhalten [29]. Auch die Faserorientierung hat Auswirkungen auf die Lebensdauer. Bei spannungsbasierten Versuchen nimmt die Lebensdauer von 0°-Faserausrichtung hin zu 90°-Faserausrichtung ab [3, 63], wie in Abbildung 2-17 verzeichnet.

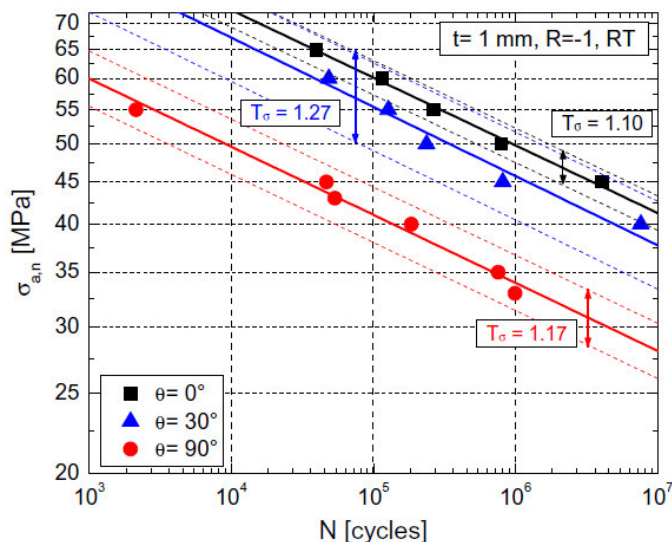


Abbildung 2-17 Faserrichtungsabhängige Wöhlerlinien des Werkstoffes PA6 GF35, R=-1 [15].

Bei dehnungsbasierten Versuchen hingegen tritt der umgekehrte Effekt auf. Der Hintergrund ist der, dass unter 90°-Faserorientierung primär das Matrixmaterial belastet wird und dieses größere Dehnungen ertragen kann. Dehnungsbasierte Wöhlerlinien mit unterschiedlicher Faserausrichtung des Werkstoffes PA66 GF30 sind in Kapitel 4.1.1, Abbildung 2-18 dargestellt.

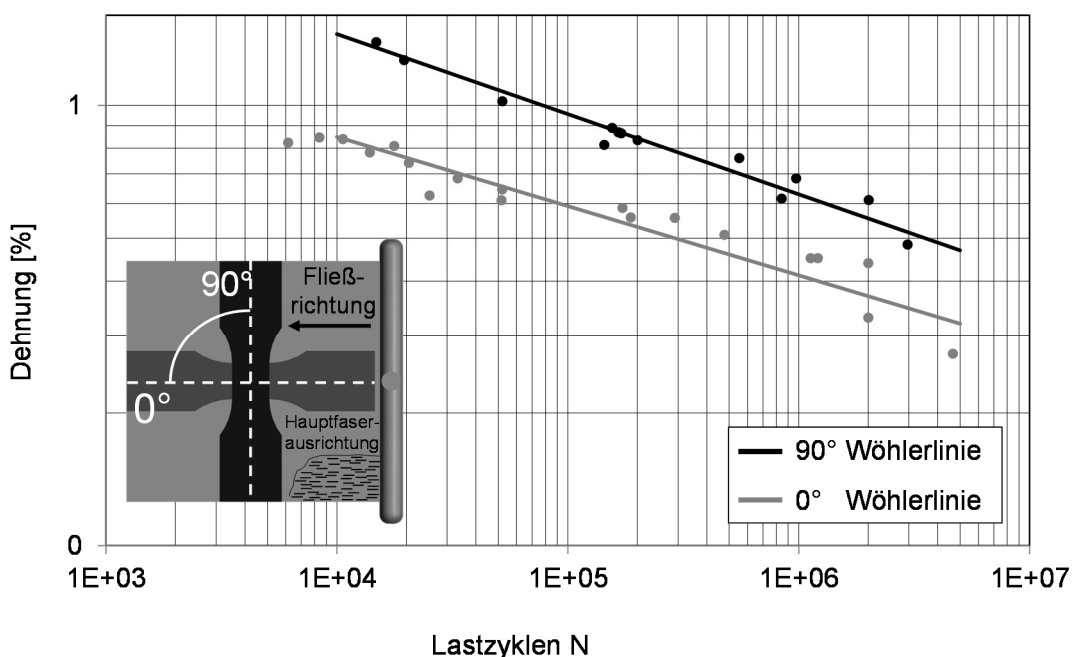


Abbildung 2-18 Faserrichtungsabhängige, dehnungsbasierte Wöhlerlinien (PA66 GF30).

Ferner hat die Geometrie des Bauteils einen Einfluss auf die ertragbaren Lastzyklen, so etwa aufgrund von Kerben, welche Spannungskonzentrationen nach sich ziehen [81]. Daneben beeinflusst auch die Art der Belastung das zyklische Verhalten der kgfv Kunststoffe. Hierbei sind die Belastungsfrequenz, mehraxiale Belastungen [86] und die Höhe der Mittelspannung [14, 62] zu nennen. Außerdem gibt es einen Zusammenhang zwischen den Relaxationseffekten (viskoelastisches Verhalten) und der Lebensdauer [47].

Die genannten Kenngrößen wirken sich auf die Lebensdauer kgfv Kunststoffe in Form einer Parallelverschiebung der Wöhlerlinie aus. Ausgenommen sind die Querschnittsänderungen (Kerben) [81] und mehraxiale Belastungen [56]. Bei mehraxialen Belastungen ist dieser Effekt darauf zurückzuführen, dass Schubspannungen einen größeren Einfluss auf die Lebensdauer als Zug-Druckspannungen haben [56].

Inwiefern Schwankungen im Herstellungsprozess Auswirkungen auf das zyklische Verhalten von kgfv Kunststoffen zeigen, wird in Kapitel 5.4.4 erörtert.

Zyklisch belastete kgfv Kunststoffe versagen durch unterschiedliche Mechanismen. Zum einen kann das Matrixmaterial versagen. Horst und Spormaker [47] haben herausgefunden, dass diese Form von Matrixversagen an den Enden der Fasern beginnt. Zum anderen werden Fasern aus der Matrix herausgezogen oder es findet ein Faserbruch statt [48]. Die Art des Versagens steht mit der jeweiligen Faserausrichtung in Verbindung [28]. Diesbezügliche Untersuchungen werden in Kapitel 5.4.4 detailliert beschrieben.

3 Beschreibung des quasistatischen Verhaltens mittels FEM

Kapitel 3 geht auf die Verbesserung der quasistatischen FEM-Berechnung von kgfv Kunststoffen ein. Hierzu wird zunächst der Stand der Technik zur quasistatischen FEM-Berechnung von kgfv Kunststoffbauteilen beschrieben. Außerdem werden zwei verbesserte Modelle zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens vorgestellt und in Bezug auf die Ergebnisqualität und die Komplexität der Berechnungsmethode bewertet.

3.1 Aktueller Stand der quasistatischen FEM-Berechnung

Bei der derzeit industriell angewandten quasistatischen FEM-Berechnung von Lenkungsbauteilen aus kgfv Kunststoffen, wird das Werkstoffverhalten als linearelastisch und isotrop beschrieben. Sowohl das elastoplastische als auch das lokale, faserrichtungsabhängige Werkstoffverhalten wird hierbei nicht abgebildet. Die benötigten Kennwerte zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens sind der E-Modul E , die Querkontraktionzahl μ und die Dichte ρ , die entweder aus der CAMPUS-Datenbank [7] entnommen oder vom jeweiligen Hersteller zur Verfügung gestellt werden.

Unterschiedliche Faserorientierungen werden insofern berücksichtigt, als dass der E-Modul abgemindert wird. Der Hintergrund dazu ist, dass die zur Verfügung stehenden E-Module nach DIN EN ISO 527-2 [19] mit Zugstäben (Typ 1A) erstellt werden, in denen die Fasern primär in Zugrichtung (0° -Richtung) ausgerichtet sind. Daraus ergibt sich ein zu hoher Wert für kgfv Kunststoffbauteile, da die Belastungsrichtung zur Faserausrichtung von 0° bis 90° variieren kann. Folglich liegt der E-Modul zwischen den beiden Extremwerten. Die Abminderung des E-Moduls basiert auf den Annahmen von Halpin und Pagano [41] sowie denen von Tsai und Pagano [89]. Ihnen zufolge muss zu dem E-Modul in Faserrichtung E_{\parallel} jener quer zur Faserrichtung E_{\perp} bekannt sein. Folgende Gleichung beschreibt den Zusammenhang:

$$E_{red} = \frac{3}{8}E_{\parallel} + \frac{5}{8}E_{\perp} \approx 0,75 \cdot E_{\parallel} \quad (2)$$

Im Sinne der Beanspruchbarkeit der Bauteile wird eine Dimensionierungsgrenze festgelegt. Die meisten technischen Bauteile werden aufgrund der wirkenden Belastungen durch einen mehrachsigen Spannungszustand / Dehnungszustand beansprucht. Ob diese Beanspruchung zum Versagen der Bauteile führt, beurteilt der Entwickler mittels eines geeigneten Versagenskriteriums (Hypothese). Über dieses Kriterium kann eine Vergleichsspannung σ_v berechnet und der Dimensionierungsgrenze gegenübergestellt werden. Bei dem aktuell dominanten Vorgehen zur Auswertung der FEM-Berechnung wird das Kriterium der größten Gestaltänderungsarbeit nach Huber von Mises und Hencky (HMH) [37] verwendet. Die HMH-Vergleichsspannung, oder auch die von Mises-Vergleichsspannung genannt, berechnet sich nach Gleichung (3). Die Spannungen $\sigma_{11} - \sigma_{33}$ entsprechen den Normalspannungsanteilen des Spannungstensors σ und die Werte für σ_{12} , σ_{23} und σ_{31} sind die Schubspannungsanteile.

$$\sigma_v = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2] + 3(\sigma_{12}^2 + \sigma_{23}^2 + \sigma_{31}^2)} \quad (3)$$

Diese Vergleichsspannung wird wiederum einem Spannungsgrenzwert nach Oberbach [69] und Ehrenstein [22] gegenübergestellt, der sich durch eine prozentuale Reduzierung der Bruchspannung auszeichnet. In Abbildung 3-1 sind die Grenzwerte für einen PA66 GF30 Werkstoff abgebildet. Oberbach unterteilt aufgrund langjähriger Erfahrung bei der Auslegung von Kunststoffbauteilen die Beanspruchung in kurzzeitige, langzeitige und dynamische Belastung. Die kurzzeitige Belastung wird hierbei in eine einmalige und mehrmalige Beanspruchung gegliedert. Zusätzlich gibt es eine Unterscheidung zwischen den stärker duktilen teilkristallinen Thermoplasten, den weniger duktilen amorphen Thermoplasten und den kgfv Thermoplasten [37]. Der Grenzwert für eine kurzzeitige, einmalige Belastung ist im folgenden Schaubild dargestellt. Hierbei kann der Grenzwert eines teilkristallinen, thermoplastischen Werkstoffs verwendet werden, da die Berücksichtigung lokal unterschiedlicher Faserausrichtungen bereits durch die Abminderung des E-Moduls E_{red} berücksichtigt wird. Der Spannungsgrenzwert σ_{lim} ist gleich der Bruchspannung σ_{max} , die Temperaturschwankungen im Lenksystem betragen zwischen -40 °C und 120 °C und die Änderung der Luftfeuchtigkeit kann von 0 % bis 100 % durch die Änderung des E-Moduls und des Spannungsgrenzwertes berücksichtigt werden.

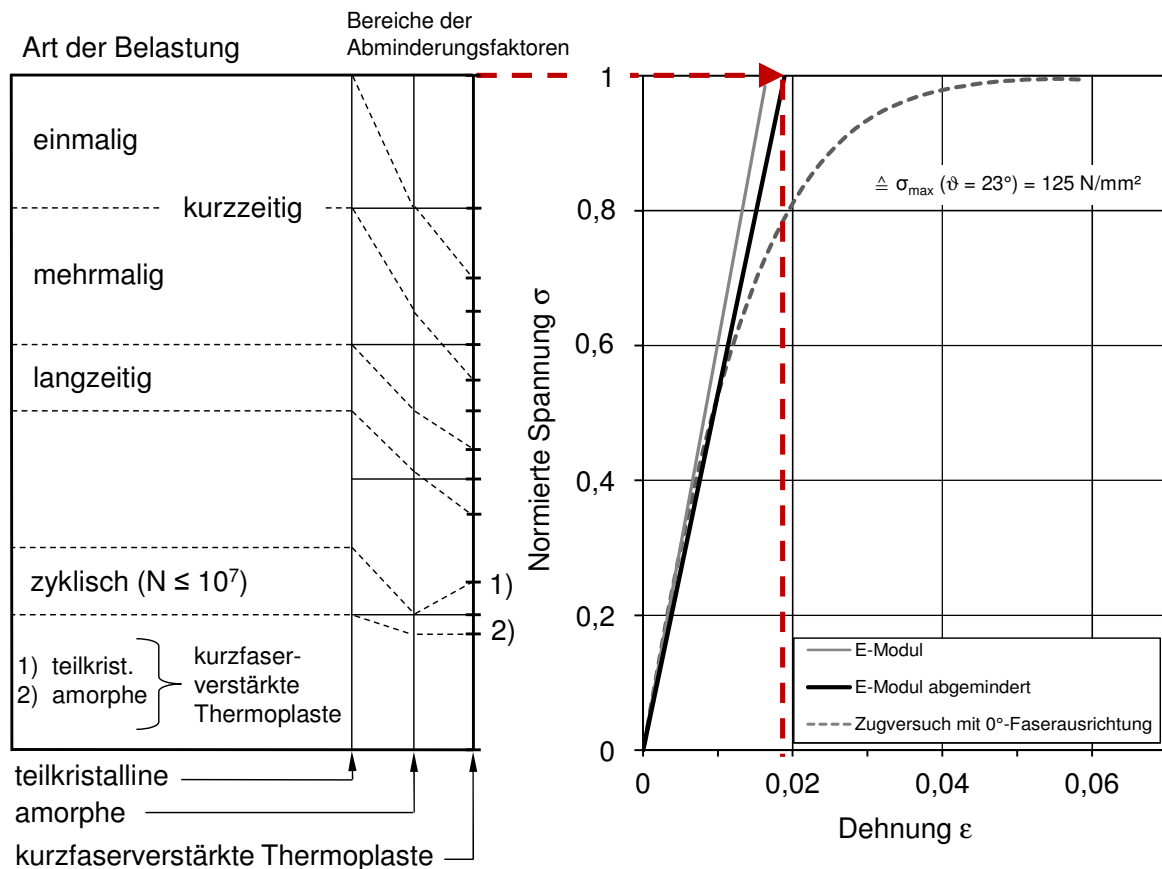


Abbildung 3-1 Grenzwerte für einen kgfv Kunststoff am Beispiel PA66 GF30, gemäß Oberbach [69].

3.2 Isotrope und elastoplastische FEM-Berechnung

Eine verbesserte Beschreibung der Beanspruchung in der FEM-Berechnung wird durch die Berücksichtigung des elastoplastischen Werkstoffverhaltens erreicht. Das Werkstoffverhalten wird weiterhin als isotrop beschrieben. Lokale Faserausrichtungen werden durch eine Abminderung des Spannungs-Dehnungsverhaltens berücksichtigt, wie in Kapitel 3.1 bereits beschrieben. Im Gegensatz dazu wird jedoch nicht nur der E-Modul nach der Gleichung 3.1, sondern auch der Spannungs-Dehnungsverlauf reduziert [98]. In Abbildung 3-2 ist so ein abgeminderter Spannungs-Dehnungsverlauf exemplarisch dargestellt. Außerdem ist der Spannungs-Dehnungsverlauf eines Zugversuchs mit 90°-Faserausrichtung zur Belastungsrichtung abgebildet. Der abgeminderte Verlauf liegt in etwa zwischen den 0°- und 90°-Verläufe und bildet somit eine gemittelte, lokale Faserorientierung ab.

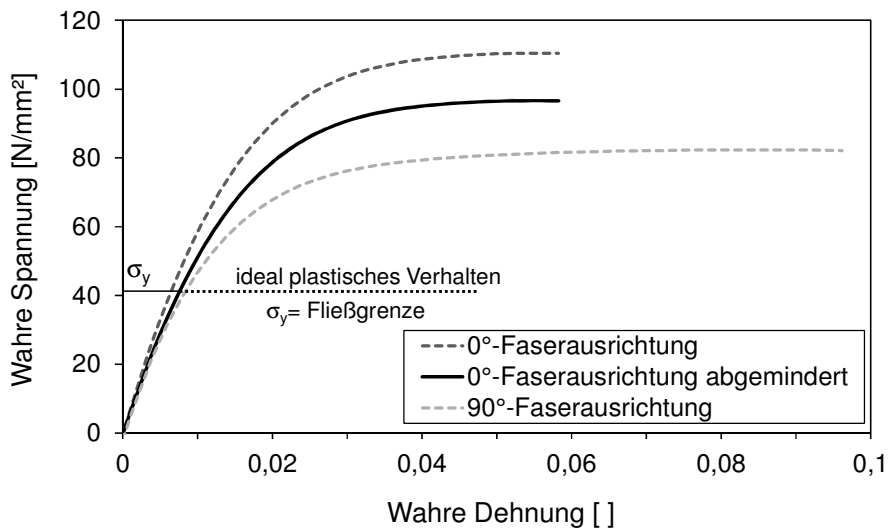


Abbildung 3-2 PA66 GF30: abgeminderter Spannungs-Dehnungsverlauf.

Das plastische Verhalten eines Werkstoffes wird über ein sogenanntes Fließkriterium beschrieben. Plastizität bedeutet im Allgemeinen, dass eine irreversible Verformung stattfindet. Das Fließkriterium legt fest, ab wann der Werkstoff sich plastisch verformt. Für kgfv Kunststoffe gibt es mehrere verwendete Kriterien, unter anderem das von Mises-Fließkriterium [91], das Drucker-Prager-Fließkriterium [20] oder das SAMP-Fließkriterium [57]. Im folgenden Abschnitt werden diese drei erläutert.

3.2.1 Fließbedingungen

In Verallgemeinerung des einachsigen Hook'schen Gesetzes $\sigma = E \cdot \varepsilon$ sind bei einem linear elastischen Material die Verzerrungen und Spannungen im dreiachsigen Fall wie folgt miteinander verknüpft.

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl}\varepsilon_{kl} \quad \text{bzw.} \quad \boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C} : \boldsymbol{\varepsilon} \quad (4)$$

Dabei kennzeichnet der Doppelpunkt bei der symbolischen Schreibweise eine doppelte Überschiebung zweier Tensoren. Die doppelte Überschiebung ist eine tensoralgebraische Operation, die zu einer zweifachen Reduzierung der Tensorstufe führt. Der Elastizitätstensor \mathbf{C} charakterisiert die elastischen Eigenschaften des Materials [36].

Der Spannungstensor $\boldsymbol{\sigma}$ kann in einen volumetrischen (hydrostatischen) Anteil \mathbf{J} und in einen deviatorischen (gestaltändernden) Anteil \mathbf{K} unterteilt werden.

$$\mathbf{J} = \sigma_{kk} = \frac{E\nu}{(1-2\nu)}\varepsilon_{kk} = p \quad (5)$$

$$\mathbf{K} = d_{ij} = 2\mu\varepsilon_{ij} \quad (6)$$

Die Unterteilung des Spannungstensors in volumetrischen und gestaltändernden Anteil ist notwendig zur Beschreibung einer plastischen Deformation.

Wird aufgrund einer äußeren Belastung eine Grenzspannung im Werkstoff überschritten, so kommt es zum plastischen Fließen, wodurch eine bleibende Deformation im entlasteten Zustand entsteht. Bei der Beschreibung eines elastoplastischen Materialverhaltens wird angenommen, dass sich die Verzerrungen und damit auch die Verzerrungsinkremente additiv aus einem elastischen und einem plastischen Anteil zusammensetzen [36].

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}^e + \boldsymbol{\varepsilon}^p, \quad d\boldsymbol{\varepsilon} = d\boldsymbol{\varepsilon}^e + d\boldsymbol{\varepsilon}^p \quad (7)$$

Für den elastischen Anteil wird ein linearer Spannungs-Dehnungsverlauf angenommen. Mit Gleichung (7) und Gleichung (4) lautet das Elastizitätsgesetz:

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C} : \boldsymbol{\varepsilon}^e = \mathbf{C} : (\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^p) \quad (8)$$

Die Beschreibung des plastischen Anteils folgt unter der Annahme, dass keine plastischen Volumenänderungen auftreten: $\varepsilon_{kk}^p = 0$ [36].

Fließbedingung

Plastisches Fließen wird mithilfe einer Fließbedingung F beschrieben, die erfüllt ist, wenn ein bestimmter Zustand vorliegt, der durch die Spannung σ_{ij} gegeben ist. Allgemein kann diese Bedingung ausgedrückt werden durch:

$$F(\boldsymbol{\sigma}) = 0 \quad (9)$$

Diese kann auch als eine Fließfläche im Hauptspannungsraum σ_{kk} gedeutet werden [17]. Liegt ein Spannungszustand auf dieser Fließfläche ($F = 0$), tritt plastisches Fließen auf, wohingegen

ein Punkten innerhalb der Fließfläche ($F < 0$) ein elastisches Verhalten zuzuordnen ist. Die Fließfläche kann in Lage und Form variieren. Spezialfälle sind die isotrope und die kinematische Verfestigung. Bleibt die Fließfläche unverändert, so wird das Material als idealplastisch bezeichnet.

Die Fließbedingung (9) hängt bei einem isotropen Material nur von den Invarianten des Spannungstensors $\boldsymbol{\sigma}$ ($I_\sigma, II_\sigma, III_\sigma$) bzw. des deviatorischen Spannungstensors \boldsymbol{d} (I_d, II_d, III_d) ab.

$$\begin{aligned} I_\sigma &= \sigma_{ii} = \sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33} \\ II_\sigma &= \frac{1}{2} \sigma_{ij} \sigma_{ij} - \sigma_{ii} \sigma_{jj} = -(\sigma_{11} \sigma_{22} + \sigma_{22} \sigma_{33} + \sigma_{33} \sigma_{11}) + \sigma_{12}^2 + \sigma_{23}^2 + \sigma_{31}^2 \\ III_\sigma &= \det(\sigma_{ij}) = \begin{vmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{vmatrix} \end{aligned} \quad (10)$$

$$\begin{aligned} I_d &= 0 \\ II_d &= \frac{1}{2} d_{ij} d_{ij} = \frac{1}{6} [(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2] + \sigma_{12}^2 + \sigma_{23}^2 \\ &\quad + \sigma_{31}^2 \end{aligned} \quad (11)$$

$$III_d = \frac{1}{3} d_{ij} d_{jk} d_{ki}$$

Wird berücksichtigt, dass bei thermoplastischen Werkstoffen der hydrostatische Anteil des Spannungszustandes nur zu elastischer Volumenänderung führt und den Fließvorgang nicht beeinflusst, so folgt aus Formel (9) die Fließbedingung:

$$F(II_d, III_d) = 0 \quad (12)$$

Aus der entstehenden Vielzahl möglicher Fließverläufen aus Gleichung (12) werden zwei Fließverläufe näher betrachtet. Die erste Fließbedingung F lautet von Mises-Fließbedingung [91]:

$$F = \sqrt{3II_d} - \sigma_F = \sigma_{eq} - \sigma_F = 0 \quad (13)$$

Mit Gleichung (11) lässt sich diese ausdrücken durch:

$$F = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2] + 3(\sigma_{12}^2 + \sigma_{23}^2 + \sigma_{31}^2)} - \sigma_F = 0 \quad (14)$$

Demnach tritt Fließen auf, wenn $\sqrt{3II_d}$ (von Mises-Vergleichsspannung σ_{eq}) den gleichen Wert besitzt wie σ_F . Dieses Kriterium findet ebenfalls Anwendung bei der Beschreibung der Beanspruchbarkeit von isotropen Werkstoffen mit Hilfe der von Mises-Vergleichsspannung

(siehe Gleichung (3)). Gleichung (14) beschreibt eine Kreiszyylinderfläche im dreidimensionalen Raum der Hauptspannungen, deren Mittelachse mit der hydrostatischen Geraden $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$ zusammenfällt und deren Radius $\sqrt{2} k$ beträgt (siehe Abbildung 3-3 *links*). Im idealplastischen Fall ist k konstant und kann mithilfe eines uniaxialen Zugversuches bestimmt werden. Für die Fließspannung gilt $\sigma_F = \sigma_1$ und bei reiner Schubbelastung ist $\sigma_F = \sqrt{3} \tau_F$. Unter Berücksichtigung einer Verfestigung ergibt sich folgende Gleichung für die Fließbedingung F :

$$F = \sigma_{eq} - \sigma_F - R(\varepsilon^p) \quad (15)$$

Die Variable $R(\varepsilon^p)$ steht für eine Funktion, mit der eine Verfestigung in Abhängigkeit von der plastischen Dehnung ε^p beschrieben werden kann. Ohne Berücksichtigung einer Verfestigung würde sich der Werkstoff ideal plastisch verhalten (vergleiche Abbildung 3-2). Bei kgfv Kunststoffen wird jedoch im plastischen Bereich ein Ansteigen der Spannung in Form einer Verfestigung beobachtet.

Durch Auftragen des von Mises-Fließkriteriums in einem Diagramm, bei dem die Abszisse dem hydrostatischen Anteil des Spannungstensors J und die Ordinate der von Mises-Vergleichsspannung σ_{eq} entspricht, ergibt sich eine Gerade parallel zur Ordinate (siehe Abbildung 3-3 *rechts*). Hierbei erfolgt keine Differenzierung zwischen Druck- und Zugbelastung, auf welche Polymere unterschiedlich reagieren [39] (siehe Kapitel 2.4.1). Das Drucker-Prager-Modell [20] bringt diesbezüglich eine Verbesserung der Beschreibung der plastischen Verformung von Polymeren mit sich, da es das später einsetzende Fließen unter Druckbelastung als unter Zugbelastung abbildet (siehe Abbildung 3-3 *rechts*).

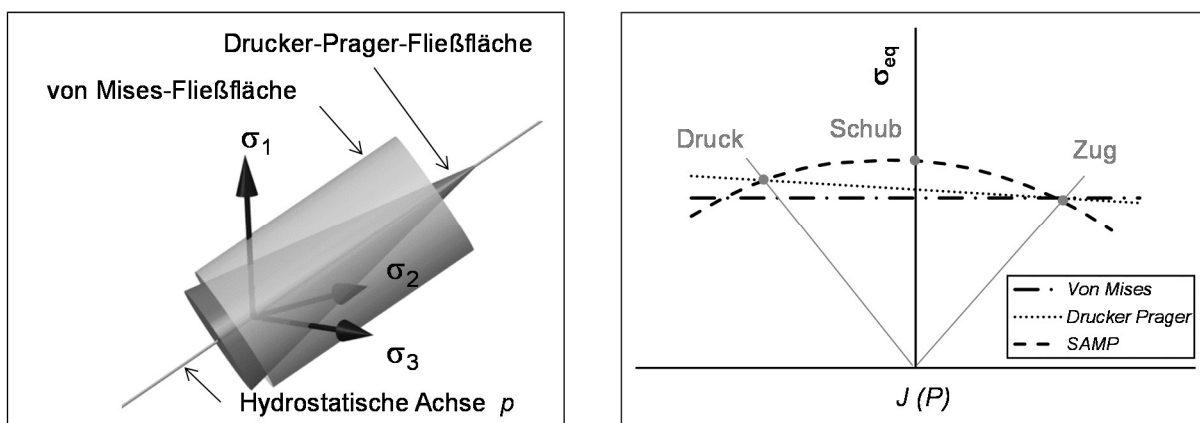


Abbildung 3-3 *Links*: von Mises-Fließkörper und Drucker-Prager-Fließkörper, *rechts*: Fließbedingungen im σ_{eq} - J Diagramm.

Das Drucker-Prager-Modell hängt von der ersten Invariante I_σ des Spannungstensors $\boldsymbol{\sigma}$ und der zweiten Invariante II_d des deviatorischen Spannungstensors \boldsymbol{d} ab.

$$F = \alpha I_\sigma + \sqrt{II_d} - K = 0 \quad (16)$$

α und K sind Materialkennwerte, die experimentell bestimmt werden müssen.

Eine weitere Verbesserung des plastischen Verhaltens von Polymeren unter Schubbelastung bietet das sogenannte SAMP-Modell (Semi-Analytical Model for Polymeres) [51]. Hier wird das Plastifizieren über ein Polynom im $\sigma_{eq} - J$ Diagramm beschrieben (siehe Abbildung 3-3 rechts). Eine Anwendung des Drucker-Prager- sowie des SAMP-Modells bedingt neben Zugversuchen auch die Durchführung von Druck- und Schubversuchen, wohingegen für das von Mises-Fließkriterium lediglich Zugversuche benötigt werden, deren Daten für die meisten kgfv Kunststoffe vorliegen. Die numerische Implementierung dieser beiden Fließkriterien für die FEM-Berechnung wird in dieser Arbeit nicht erläutert. Für weitere Details sei auf die Arbeit von Kaiser [49] verwiesen, der eine detaillierte Beschreibung bereitstellt.

Ergänzend ist das Fließkriterium nach Hill [45] zu nennen. Es handelt sich dabei um eine Erweiterung der von Mises Plastizität, womit plastisches Fließen eines anisotropen Werkstoffes beschrieben werden kann. Hill [45] erweiterte die von Mises-Plastizitätstheorie um sechs Anisotropiekonstanten.

$$\sigma_H = \sqrt{\frac{2}{3} [F(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + G(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + H(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + 2L\sigma_{12}^2 + 2M\sigma_{23}^2 + 2N\sigma_{31}^2]} \quad (17)$$

Die Parameter F, G und H können über uniaxiale Zugversuche mit 0° - und 90° - Faserausrichtung bestimmt werden. Außerdem sind Schubversuche in diesen Richtungen nötig, um L, M und N zu bestimmen.

In dieser Arbeit wird das von Mises-Fließkriterium angewandt, aus Gründen der Verfügbarkeit von Werkstoffkennwerten und der breiten industriellen Anwendung. Mit Hilfe des Drucker-Prager- sowie des SAMP-Fließmodells kann das plastische Verhalten kgfv Kunststoffe zwar besser abgebildet werden, jedoch muss für diese beiden Materialmodelle ein deutlich größerer Aufwand bei der Werkstoffprüfung aufgebracht werden [85]. Im Sinne eines simulationsunterstützten PEP, bei dem auch zu einem frühen Zeitpunkt Simulationen durchgeführt werden und eine aufwendige Werkstoffcharakterisierung nicht immer gegeben ist, bietet die Berücksichtigung des elastoplastischen Werkstoffverhaltens in der FEM-Berechnung große Vorteile gegenüber FEM-Berechnungen mit linear elastischem Werkstoffverhalten. Aus diesem Grund wird

die Abweichung des Fließbeginns zwischen dem von Mises-Fließkriterium und dem Werkstoffverhalten kgfv Kunststoffe in Kauf genommen. Mit Hilfe der Gegenüberstellung von Berechnungsergebnissen und experimentellen Versuchen wird in 3.4 aufgezeigt, dass unter der Anwendung des von Mises-Fließkriteriums gute Ergebnisse erzielt werden können und dieses Vorgehen eine deutliche Verbesserung zum derzeitigen Stand darstellt.

3.2.2 Einsatz des von Mises-Fließkriteriums und geeigneter Dimensionierungskriterien

Zur Beschreibung des elastoplastischen Werkstoffverhaltens mit Hilfe des von Mises-Fließkriteriums ist ein Spannungs-Dehnungsverlauf in 0° -Faserausrichtung bzw. die eines Zugversuchs mit spritzgegossenen Zugstäben (annähernd gleiche Faserausrichtung) notwendig. Der Verlauf ist meist in der technischen Spannung σ_t und der technischen Dehnung ε_t angegeben. Der elastische Bereich wird durch den E-Modul E und die Querkontraktionszahl ν beschrieben. Zur Beschreibung des plastischen Anteils im FEM-Programm wird der Verlauf der wahren Spannung σ_w und plastischen Dehnung ε_p benötigt (siehe Abbildung 3-4).

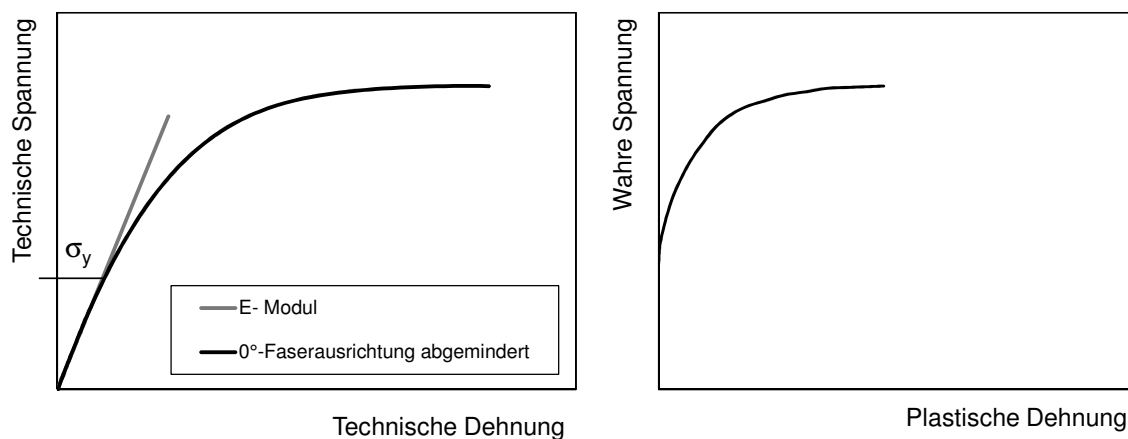


Abbildung 3-4 Umrechnung von technischer Spannung – technischer Dehnung zu wahrer Spannung – plastischer Dehnung.

Dieser Verlauf kann über folgende Zusammenhänge ermittelt werden.

$$\sigma_w = \sigma_t(1 - \varepsilon_t) \quad (18)$$

$$\varepsilon_p = \ln(1 - \varepsilon_t) - \frac{\sigma_w}{E} \quad (19)$$

Ein geeigneter Dimensionierungskennwert für die Beanspruchbarkeit ist das Spannungskriterium der größten Gestaltänderungsarbeit nach Huber, von Mises und Hencky (MHM) [37]. Ebenfalls verwendet werden kann die so genannte Normalspannungshypothese. Im Sinne von

mehrxialen Beanspruchungen empfehlen Stommel et al. [85] für eine einachsige- und zweiachsige Zugbeanspruchung sowie für eine reine Schubbeanspruchung die HMH-Vergleichsspannung als Dimensionierungskennwert zu verwenden, und die Normalspannungshypothese für eine hydrostatische Beanspruchung ($\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$) anzuwenden. Ferner müssen die Normalspannungen betrachtet werden, worüber eine Zugbeanspruchung oder Druckbeanspruchung erkannt werden kann, um eine mögliche Überdimensionierung bei Druckbeanspruchten Bauteilen zu vermeiden.

Zur Bewertung der Beanspruchbarkeit wird die geeignete Spannungsgröße einem Grenzwert nach Oberbach [69] gegenübergestellt, über die sich der Bezug zur Belastungsart ergibt (siehe Abbildung 3-5). Eine zusätzliche Abminderung aufgrund der Betrachtung von kgfv Kunststoffen muss hierbei nicht durchgeführt werden, da unterschiedliche Faserausrichtungen bereits durch die Abminderung des Spannungs-Dehnungsverlaufes vereinfacht berücksichtigt werden (siehe Kapitel 3.2, Abbildung 3-2). Es kann der Grenzwert für teilkristalline Thermoplaste unter einer einmaligen, kurzzeitigen Belastung verwendet werden.

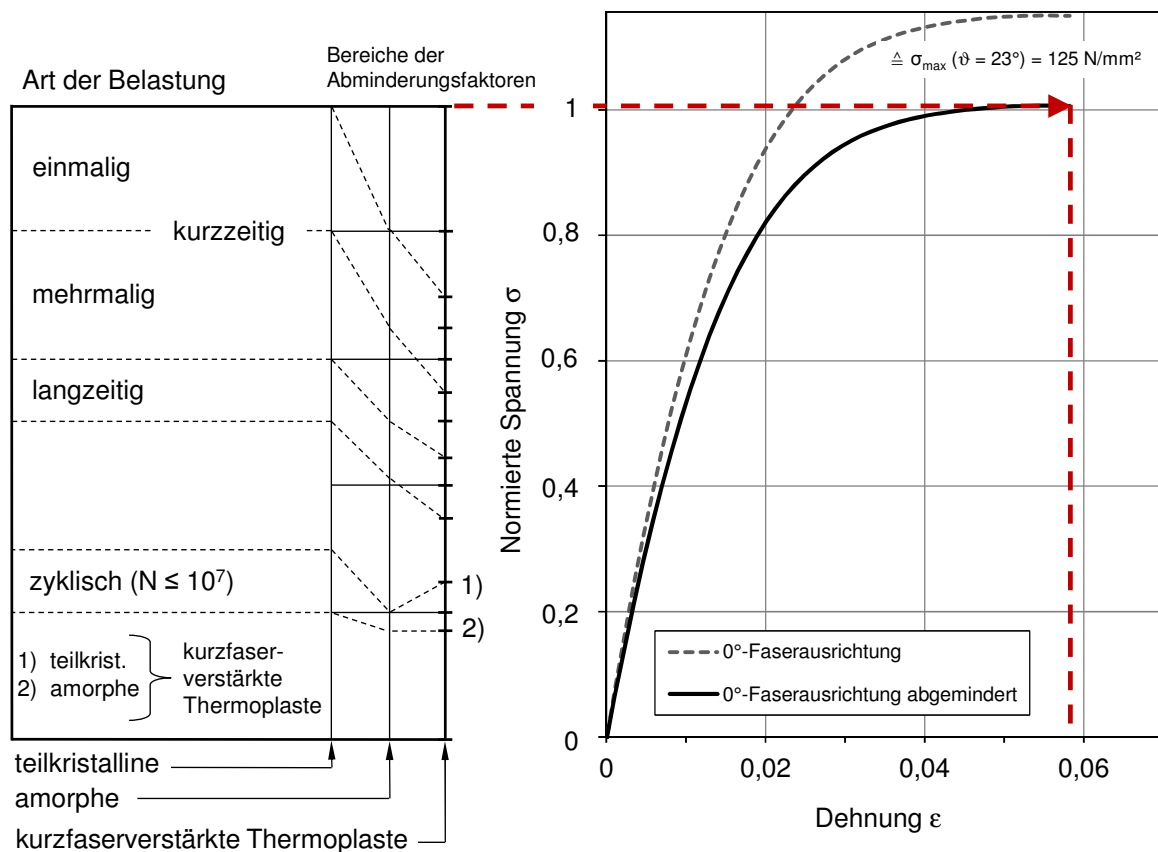


Abbildung 3-5 Grenzwerte für einen kgfv Kunststoff am Beispiel PA66 GF30, gemäß Oberbach [69].

Ein Nachteil der Spannungsgrenzwerte ist, dass nicht direkt zwischen elastischer und plastischer Beanspruchung differenziert werden kann. Dafür ist eine Umrechnung des Spannungswertes in den dazugehörigen Dehnungswert, mit Hilfe der Spannungs-Dehnungskurve, notwendig. Bei Dehnungsgrenzwerten ist hingegen eine unmittelbare Differenzierung von elastischer und plastischer Beanspruchung möglich. Der plastische Dehnungsgrenzwert von 1% wird beispielsweise als Belastungsgrenze für duktile Werkstoffe in Lenkungsbauteilen herangezogen [98]. Erste Bauteilversuche bestätigen diesen Grenzwert auch für quasistatisch belastete Lenkungsbauteile aus kgfv Kunststoff.

Außerdem zeigen Kunze und Studer [58], [59] zudem auf, dass dehnungsbasierte Grenzwerte für Kunststoffe besser geeignet sind als spannungsbasierte. Der Hintergrund hierfür ist, dass bei Betrachtung der Dehnung eines stark nichtlinearen Spannungs-Dehnungsverlaufes eine höhere Sicherheit besteht als bei der Betrachtung der zugehörigen Spannung. In Abbildung 3-6 ist ein exemplarischer Spannungs-Dehnungsverlauf eines kgfv Kunststoffs abgebildet, inklusive der Sicherheiten, die sich bei einer spannungsbasierten und dehnungsbasierten Grenzwertbetrachtung ergeben.

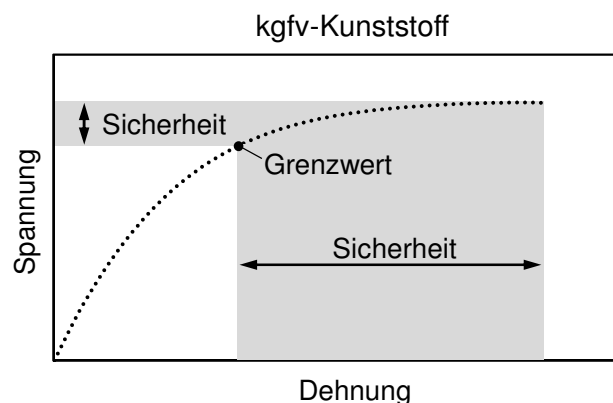


Abbildung 3-6 Sicherheiten bei spannungsbasierter und dehnungsbasierter Auslegung.

Ein weiteres Argument für die Verwendung dehnungsbasierter Grenzwerte liegt in der Tatsache, dass die Bruchspannung sich bei variabler Temperatur sehr viel stärker ändert als die Bruchdehnung [22].

Als Dehnungsgrenzwert kann die Größtdehnungshypothese ε_v verwendet werden. Hierbei wird Versagen durch eine maximale Hauptdehnung angenommen [36] [85]. Die Hypothese resultiert in einem Spannungskegel im hydrostatischen Raum, was ebenfalls eine gute Beschreibung der Beanspruchbarkeit von kgfv Kunststoffen ist [22].

$$\varepsilon_v = \max(\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3) \quad (20)$$

Temperaturschwankungen im Lenksystem von -40°C bis 120°C sowie die Änderung der Luftfeuchtigkeit von 0 % auf 100 % werden insofern berücksichtigt, als dass unterschiedliche Spannungs-Dehnungsverläufe sowohl zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens als auch zur Bestimmung der Dimensionierungskennwerte verwendet werden.

3.3 Anisotrope und elastoplastische FEM-Berechnung

Eine ausreichend genaue Beschreibung des Werkstoffverhaltens von kgfv Kunststoffen setzt voraus, dass neben dem elastoplastischen auch das anisotrope Verhalten in der FEM-Berechnung mitberücksichtigt wird. Aufgrund des hohen Aufwands und der benötigten Eingangsgrößen ist dies die aufwendigste Methode zur Berechnung von kgfv Kunststoffen. Es ist ein hoher Prüfaufwand und eine gekoppelte Prozess-Struktursimulation notwendig. Im Folgenden wird der Ansatz zur Berücksichtigung des anisotropen und elastoplastischen Werkstoffverhaltens in der FEM-Berechnung beschrieben und die Umsetzung der Methode für kgfv Kunststoffbauteile in Pkw-Lenksysteme aufgezeigt. In Abbildung 4-19 ist das prinzipielle Vorgehen einer gekoppelten Prozess-Struktursimulation dargestellt. Eine Spritzgießsimulation wird durchgeführt, um die lokale Ausrichtung der Fasern zu erhalten. Als nächstes muss die Faserausrichtung aus der Füllsimulation für die Struktursimulation (FEM-Berechnung) bereitgestellt werden, was mit Hilfe des sogenannten Mapping durchgeführt wird. Im letzten Schritt folgt die anisotrope und elastoplastische FEM-Berechnung.

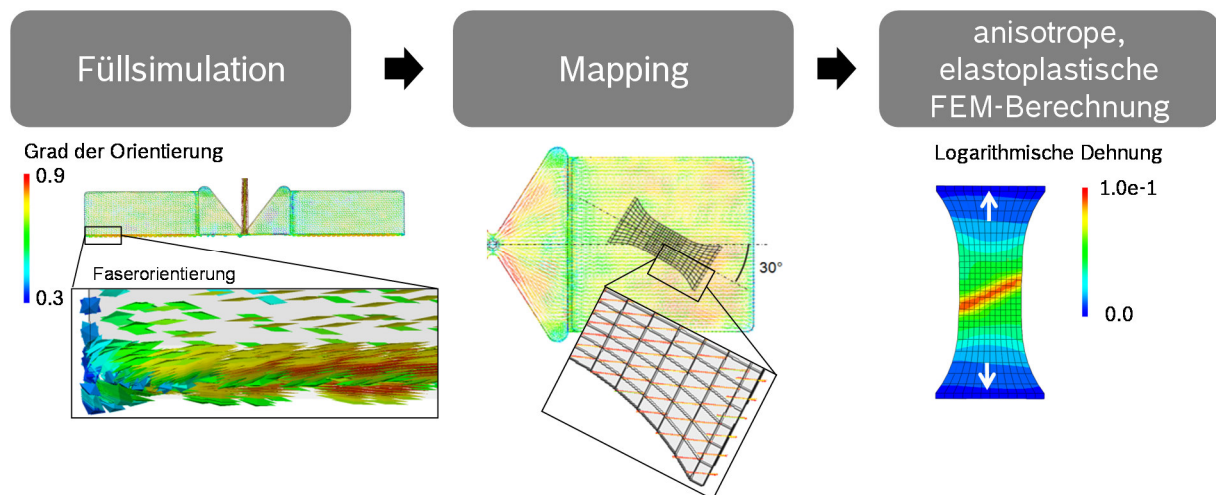


Abbildung 3-7 Schematisches Vorgehen einer elastoplastischen und anisotropen FEM-Berechnung.

In der Spritzgießsimulation wird die Faserausrichtung während des Füllens der Kavität durch einen zweistufigen Orientierungstensor a_{ij} beschrieben. Die zeitliche Änderung des Tensors lautet auf Basis der Annahmen von Folgar und Tucker [31] wie folgt:

$$\frac{\partial a_{ij}}{\partial t} = -\frac{1}{2}(w_{ik}a_{kj} - a_{ik}w_{kj}) + \frac{1}{2}\lambda(\dot{\gamma}_{ik}a_{kj} + a_{ik}\dot{\gamma}_{kj} - 2a_{ijkl}\dot{\gamma}_{kl}) + 2C_i\dot{\gamma}(\delta_{ij} - \alpha a_{ij}) \quad (21)$$

Primär werden damit die Fasern aufgrund des Deformationsgradienten $\dot{\gamma}_{ij}$ und des Wirbeltensors w_{ij} ausgerichtet. C_i ist der Faserinteraktionskoeffizient und λ eine Konstante, die von der Form der Partikel (Fasern) abhängt. Außerdem wird der vierstufige Orientierungsfaktor a_{ijkl} benötigt, der mithilfe einer Approximations-Methode [10] aus a_{ij} berechnet werden kann.

Pflamm-Jonas [71] hat bei einer Gegenüberstellung von Schlifffbildern mit Simulationsergebnissen nach dem Ansatz von Folgar und Tucker [31] gezeigt, dass die Fasern sich in der Simulation stärker ausrichten als in der Realität. Wang et al. haben hierfür das sogenannte Reduced Strain Closure Modell (RSC-Modell) [93] entwickelt, das die Anpassung an die reale Faserausrichtung ermöglicht. Das RSC-Modell liegt folgender Gleichung zu Grunde:

$$\begin{aligned} \frac{\partial a_{ij}}{\partial t} = & -\frac{1}{2}(w_{ik}a_{kj} - a_{ik}w_{kj}) + \frac{1}{2}\lambda(\dot{\gamma}_{ik}a_{kj} + a_{ik}\dot{\gamma}_{kj} - 2\dot{\gamma}_{kl}[a_{ijkl} + (1-\kappa)(L_{ijkl} - M_{ijmn}a_{mnkl})]) \\ & + 2C_i\dot{\gamma}(\delta_{ij} - \alpha a_{ij}) \end{aligned} \quad (22)$$

κ ist ein empirischer Wert, der die Ausrichtung der Fasern in Fließrichtung abmindert. Für den Ansatz nach Folgar und Tucker ist κ gleich 1, siehe Gleichung (22). Die Tensoren L_{ijkl} und M_{ijmn} lassen sich aus dem Faserorientierungstensor a_{ij} ermitteln. β_p ist der p-te Eigenvektor von a_{ij} und e_i^p ist die i-te Komponente des p-ten Eigenvektor β_p .

$$L_{ijkl} = \sum_{i=1}^3 \beta_p e_i^p e_j^p e_k^p e_l^p \quad (23)$$

$$M_{ijkl} = \sum_{i=1}^3 e_i^p e_j^p e_k^p e_l^p \quad (24)$$

Der zweistufige Orientierungstensor a_{ij} beschreibt die Faserausrichtung und Faserverteilung in jedem Element des Spritzgussnetzes. Aus dem Orientierungstensor können die Eigenwerte und Eigenvektoren berechnet werden. Die Eigenvektoren weisen in die Hauptrichtungen der Faserausrichtung und die Eigenwerte geben den statistischen Anteil der in dieser Richtung orientierten Fasern an. Damit kann ein Orientierungselipsoid für jedes Element definiert werden, das vollständig die Faserorientierungsverteilung beschreibt (siehe Abbildung 3-8) [92]. Die Eigenvektoren des Ellipsoids zeigen in die Hauptrichtungen x_i [29]. Je nach Betrag der dazugehörigen Eigenwerte ist das Ellipsoid in die jeweilige Richtung ausgeprägt.

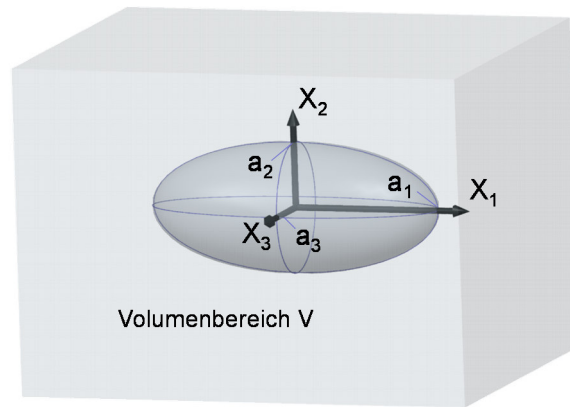


Abbildung 3-8 Orientierungsellipsoid / Schematische Darstellung des zweistufigen Orientierungstensors a_{ij} .

Nach der Füllsimulation folgt die Übertragung / das Mapping der Faserorientierung auf das vernetzte Bauteil der Strukturberechnung. In Abbildung 3-7 *Mitte* ist das Mapping der Faserausrichtung von einer Platte auf einen Zugprüfstab dargestellt. Übertragen wird der Orientierungstensor von den Knotenpunkten des Spritzgussnetzes auf die nächstgelegenen Knotenpunkte des Strukturnetzes. Anschließend kann eine FEM-Berechnung unter Berücksichtigung der lokalen Faserorientierungen durchgeführt werden.

Um das mechanische Werkstoffverhalten eines kgfv Kunststoffes makroskopisch zu beschreiben, muss das Deformationsverhalten des Verbundes in einem Volumenelement unter Berücksichtigung der Steifigkeit der Faser und des Matrixmaterials sowie der Faserausrichtung beschrieben werden. Eine Möglichkeit dies umzusetzen, bietet das Verfahren der analytischen Homogenisierung.

Zur Homogenisierung von kgfv Kunststoffen existieren verschiedene Homogenisierungsmodelle, die zur Berechnung der makroskopischen Steifigkeit eingesetzt werden können. Eine Untersuchung von Radtke [73] zeigt, dass die Modelle von Mori und Tanaka [65] und von Tandon und Weng [87] die Anisotropie des Werkstoffes sehr gut abbilden.

Das in dieser Arbeit verwendete Modell besteht aus zwei Homogenisierungsstufen und basiert auf den Ansätzen von Mori-Tanaka [65] und von Voigt [74]. Letzterem liegt die Annahme zugrunde, dass im Volumenbereich ein konstantes Spannungsfeld vorherrscht. Das Mori-Tanaka-Modell beruht auf dem Modell nach Eshelby [25]. Er entwickelte eine Theorie über die Verstärkungswirkung ellipsoider Einschlüsse (Prinzip der äquivalenten Einflüsse). Das Modell von Eshelby ermöglicht die Transformation der Eigenschaften des Einschlusses auf das umgebene Medium mithilfe einer fiktiven Eigendehnung des Einschlusses [73]. Dem Mori-Tanaka-Modell liegt die Annahme zugrunde, dass zwischen den Einschlüssen ein nahezu konstantes Feld vorliegt, und zwar die mittlere Matrix-Dehnung [73].

Die zweistufige Homogenisierung hat das Ziel, die Gesamtsteifigkeitsbeziehung $\langle \mathbf{S} \rangle_i$ unter Berücksichtigung unterschiedlicher Faserausrichtungen für einen Volumenbereich v_i zu bestimmen, in welchem m Fasern enthalten sind.

$$\langle \boldsymbol{\sigma} \rangle_i = \langle \mathbf{S} \rangle_i : \langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_i \quad (25)$$

Es sei erwähnt, dass $\langle \boldsymbol{\sigma} \rangle = \frac{1}{v_i} \int_{v_i} \boldsymbol{\sigma}(x)$ und $\langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle = \frac{1}{v_i} \int_{v_i} \boldsymbol{\varepsilon}(x)$ gemittelte Größen für einen Volumenbereich v_i sind. Vereinfacht gilt, dass alle Fasern die gleiche Form, das gleiche Längen- / Dickenverhältnis und die gleichen mechanischen Eigenschaften haben. Ferner ermöglicht der zweistufige Ansatz die Berücksichtigung eines elastoplastischen Verhaltens der Matrix.

Vor der ersten Homogenisierungsstufe wird eine Einteilung der Faserorientierungen in Klassen durchgeführt. Dies geschieht mithilfe des Faserorientierungstensors a_{ij} und dem Ansatz von Cintra und Tucker [31]. Jede Klasse steht für einen sogenannten „Pseudo-Einschluss“, der eine bestimmte Ausrichtung hat. Für jede Klasse n kann die Steifigkeit \mathbf{C}_n über den Ansatz von Mori-Tanaka berechnet werden [52]. Das Werkstoffverhalten jeder Klasse ist transversal isotrop, jeweils in Abhängigkeit der Orientierung des „Pseudo-Einschlusses“.

In der zweiten Homogenisierungsstufe werden die Steifigkeiten \mathbf{C}_n aller Klassen gemittelt, um eine Gesamtsteifigkeitsbeziehung $\langle \mathbf{S} \rangle_i$ für einen Volumenbereich v_i beschreiben zu können. Die Mittelung liegt folgender Gleichung zu Grunde [49].

$$\langle \mathbf{S} \rangle_i = \int \langle \mathbf{C}(\mathbf{p}) \rangle_j \psi_j(\mathbf{p}) d\mathbf{p} \approx \sum_{j=1}^n \langle \mathbf{C}(\mathbf{p}) \rangle_j \psi_j(\mathbf{p}) \Delta \mathbf{p} \quad (26)$$

\mathbf{p} und $\psi_i(\mathbf{p})$ können aus dem zweistufigen Orientierungstensor a_{ij} aus Gleichung (22) ermittelt werden. \mathbf{p} ist ein Einheitsvektor, der die Hauptausrichtung der Fasern in dem Volumenbereich beschreibt. Wie die Fasern in Summe ausgerichtet sind, beschreibt die Faserverteilungsfunktion $\psi_i(\mathbf{p})$. Gleichung (26) setzt voraus, dass in jeder Klasse n die gleiche Dehnung herrscht. Das entspricht der Homogenisierungsmethode nach Voigt [74]. Für die makroskopische Dehnung gilt:

$$\langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_i = \langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_j, \quad j = 1 \dots n \quad (27)$$

Die makroskopische Spannung kann wie folgt beschrieben werden [49].

$$\langle \boldsymbol{\sigma} \rangle_i = \sum_{j=1}^N (\langle \boldsymbol{\sigma}_{v^0} \rangle v^0 + \langle \boldsymbol{\sigma}_{v^1} \rangle v^1) \psi_j(\mathbf{p}) \quad (28)$$

Für jeden Knoten bzw. Integrationspunkt im FEM-Netz kann nun das anisotrope Werkstoffverhalten, abhängig von Faserausrichtung und Faserverteilung, beschrieben werden. In Abbildung 3-9 ist die zweistufige Homogenisierung grafisch dargestellt.

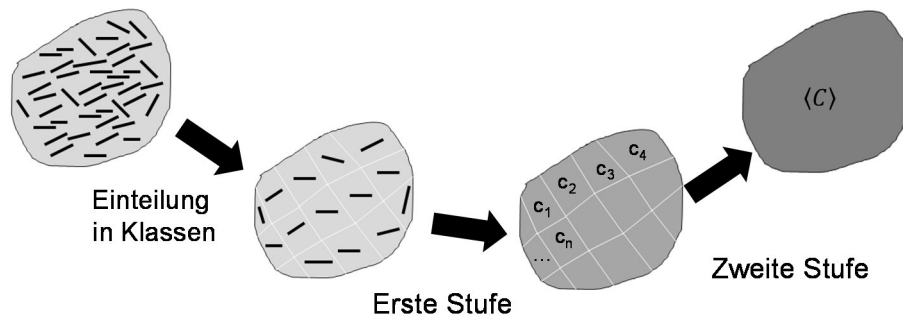


Abbildung 3-9 Grafische Darstellung der in der vorliegenden Arbeit angewendeten zweistufigen Homogenisierung.

Die zweistufige Homogenisierungsmethode ist ein Modell, das auch in kommerziell verfügbaren Programmen wie beispielsweise Digimat [18] zum Einsatz kommt. Gemäß Christensen [9] ist dieser Ansatz zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens von kgfv Kunststoffen für Faservolumenanteile bis 30% gut geeignet.

Das in dieser Arbeit angewendete Materialmodell beschreibt das elastoplastische Verhalten von kgfv Kunststoffen, in welchem sich der Matrixwerkstoff plastisch verformen kann. Als Fließkriterium kommt das von Mises-Kriterium zum Einsatz. Das Werkstoffverhalten der Glasfasern ist linearelastisch [6].

Das Materialmodell wurde von Kaiser [50] dahingehend weiterentwickelt, dass ein erstes Plastifizieren des Matrixmaterials besser berücksichtigt wird, was mit den auftretenden Spannungs- und Dehnungserhöhungen an den Enden der Fasern einhergeht. Dadurch beginnt das Matrixmaterial früher zu plastifizieren, was eine Verbesserung der Simulationsergebnisse im Vergleich mit Versuchsergebnissen erzielt. In der Weiterentwicklung werden zwei Formzahlen l_σ und l_μ eingeführt, die zur Kalibrierung der zweistufigen Homogenisierungsmethode dienen.

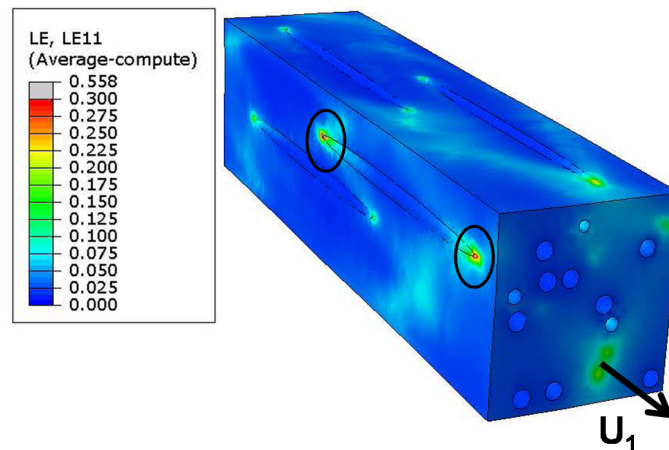


Abbildung 3-10 Repräsentatives Volumenelement: erhöhte Dehnungen an den Enden der Fasern [83].

Mithilfe eines repräsentativen Volumenelements (RVE), das einem virtuellen Modell aus Fasern und Matrix mit definiertem Volumengehalt und Aspektverhältnis entspricht, kann dieser Effekt gezeigt werden. In der Abbildung 3-10 ist ein RVE inklusive der Dehnungen in Verschiebungsrichtung (U_1) dargestellt. Dies ist notwendig, da bisher nur gemittelte Spannungen und Dehnungen für jede Klasse n ermittelt werden und somit ein früheres Plastifizieren nicht erkennbar ist.

Der große Vorteil dieses Ansatzes liegt darin, dass alle benötigten Parameter mit wenigen Versuchen (Zugversuche in 0° -, 30° - und 90° -Faserorientierung) bestimmt werden können. Als Gegensatz hierzu ist das Vorgehen zu nennen, bei dem ein virtuelles Matrixmaterial verwendet wird, das für Faserausrichtungen quer zur Belastung (90°) große Abweichungen zum Spannungs-Dehnungsverlauf im Zugversuch aufweist [50].

Die zweistufige Homogenisierungsmethode steht in Form eines Fortran Codes bzw. als User Subroutine für die FEM-Berechnung zur Verfügung. Eine detaillierte Beschreibung der Methode und deren Implementierung in ein FEM-Werkstoffmodell kann in der Arbeit von Kaiser [49] nachgelesen werden.

3.3.1 Kalibrierung des Materialmodells

Der Einsatz der zweistufigen Homogenisierungsmethode im FEM-Programm Abaqus bedingt eine Kalibrierung von Werkstoffkennwerten des Faser- und Matrixwerkstoffs. Dies wird am Beispiel eines PA66 GF30, mit einem Feuchtegehalt von 1,2 %, beschrieben.

Für beide Komponenten werden der E-Modul, die Querkontraktionszahl sowie die Dichte benötigt. Ferner müssen der Gewichtsanteil der Fasern und das Längen-Dickenverhältnis bekannt

sein. Für die erweiterte, zweite Momenten-Formulierung werden zwei weitere Größen benötigt, der Verfestigungsexponent l_μ und der sogenannte zweite Momenten Faktor l_σ . Die Bestimmung dieser Werte geschieht anhand von simulierten Zugversuchen mit unterschiedlichen Faserausrichtungen und deren Gegenüberstellung mit Versuchen. Auf die Ergebnisse wird in Kapitel 3.4 näher eingegangen. Alle Werte zur Beschreibung des Materialmodells sind in Abbildung 3-11 dargestellt.

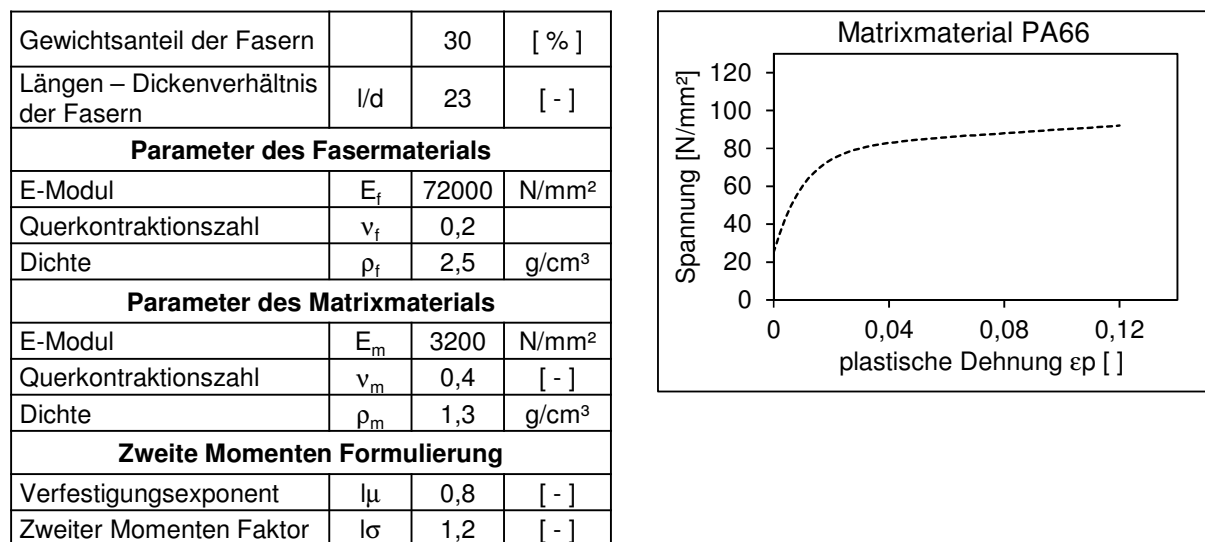


Abbildung 3-11 *Links*: Werkstoffkennwerte für das Faser- und Matrixmaterial, *rechts*: Plastische Spannungs-Dehnungskurve des Matrixmaterials PA66 bei einem Feuchtegehalt von 1,2 %.

Außerdem muss der plastische Spannungs-Dehnungsverlauf für das Matrixmaterial angegeben werden, der über Versuche bestimmt werden kann (siehe Abbildung 3-11 *rechts*). Die plastische Dehnung ergibt sich aus Gleichung (19). Da der Spannungs-Dehnungsverlauf des Matrixmaterials für einen Feuchtegehalt von 1,2 % nicht zu Verfügung steht, wird in Anlehnung an das Vorgehen von [24] die Spannungs-Dehnungskurve mithilfe eines kombinierten Extrapolationsmodells nach Gerlach und Kessler [53], an 0°-, 30°- und 90°-Zugversuche angepasst.

$$\sigma_p = \alpha k_{f,Voce} + k_{f,Hollomon}(1 - \alpha) \quad (29)$$

Das Extrapolationsmodell ist eine Linearkombination (Parameter α) aus den Modellen von Voce [90] und Hollomon [46] und wird vor allem eingesetzt, um Fließkurven zu beschreiben. Die Linearkombination wurde von Gerlach und Kessler [53] entwickelt, da mit Hilfe des Voce-Modells eine leichte Unterschätzung und durch das Hollomon-Modell eine leichte Überschätzung des Spannungs-Dehnungsverlaufs stattfindet. Den Modellen liegen folgenden Gleichungen zu Grunde:

$$k_{f,Voce} = \sigma_{max} - (\sigma_{max} + \sigma_y)e^{m\varepsilon_p} \quad (30)$$

$$k_{f,Hollomon} = C e^n \quad (31)$$

Die Variablen m und n sind zwei Verfestigungsexponente, C ist ein Multiplikator, ε_p ist die plastische Dehnung, σ_y entspricht der Fließspannung und σ_{max} steht für die maximale Spannung. Der extrapolierte Spannungs-Dehnungsverlauf ist in Abbildung 3-12 dargestellt.

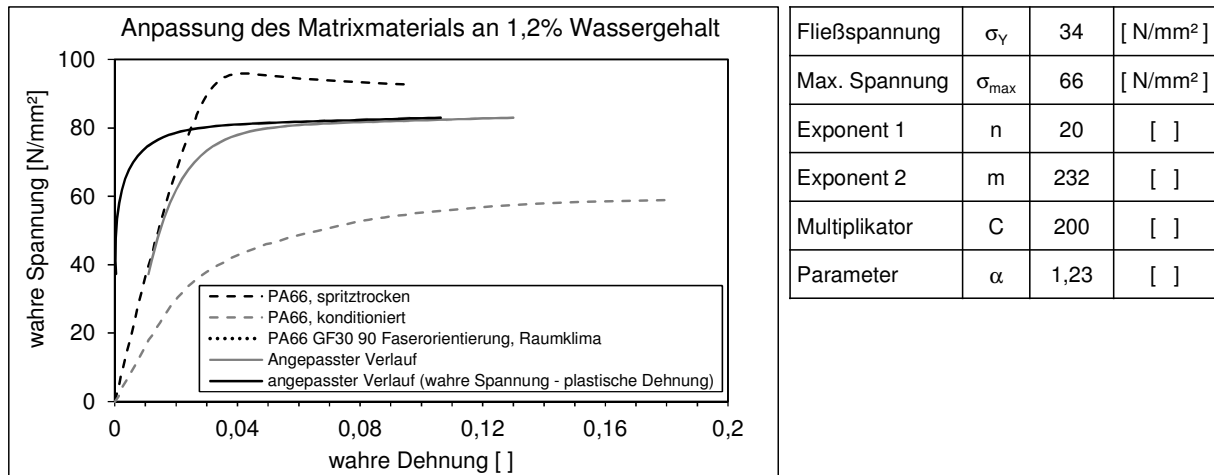


Abbildung 3-12 Fließkurven, berechnet mit einem Extrapolationsmodell, und die dazugehörigen Parameter.

Spitztrockene und konditionierte Versuchsergebnisse des Matrixmaterials sind zusätzlich abgebildet. Außerdem ist das Versuchsergebnis mit 90°-Faserausrichtung und bei 1,2 % Wassergehalt dargestellt. Diese Art von Belastung weist den niedrigsten Spannungs-Dehnungsverlauf auf und entspricht annähernd jener aus reinem Matrixmaterial. Die erste Fließkurve wird dieser „90°-Kurve“ angepasst. Die Werte des Extrapolationsmodells werden dementsprechend variiert, sodass die Berechnungsergebnisse die Versuchsergebnisse bestmöglich abbilden. Mit den in Abbildung 3-12 dargestellten Werten des Extrapolationsmodells können die richtungsabhängigen Zugversuche ausreichend genau dargestellt werden. Die FEM-Berechnungsergebnisse werden im folgenden Abschnitt präsentiert.

Bei der Anwendung des anisotropen und elastoplastischen Materialmodells in der FEM-Berechnung ist es notwendig, eine Mindestanzahl von finiten Elementen über die Dicke des Bauteils (quer zu Fließrichtung) zu berücksichtigen. Gegenüberstellungen von Simulation und CT-Messungen haben gezeigt, dass mit 20 Stützstellen (Kontenpunkte) über die Dicke die Faserausrichtung ausreichend genau abgebildet werden kann [71].

Ebenfalls müssen für die anisotrope, elastoplastische FEM-Berechnung die unterschiedlichen Temperaturen und Luftfeuchtigkeitsgrade mitberücksichtigt werden, die in Pkw-Lenkssysteme vorkommen. Dabei können zwei Strategien verfolgt werden. Zum einen kann der Spannungs-Dehnungsverlauf des Matrixmaterials für unterschiedliche Temperaturen und Feuchtgehalte bestimmt werden. Zum anderen besteht die Möglichkeit, den Verlauf des Matrixmaterials mit

Hilfe des kombinierten Extrapolationsmodells nach Gerlach und Kessler [53] zu ermitteln, wie bereits beschrieben (siehe Abbildung 3-12).

3.3.2 Beschreibung der Beanspruchbarkeit

Zur Beschreibung der Beanspruchbarkeit hinsichtlich einer kurzzeitigen quasistatischen Belastung wird einem geeigneten Dimensionierungskennwert ein Grenzwert nach Oberbach [69] gegenübergestellt. Das Vorgehen ist in Kapitel 3.3.2 beschrieben. Dabei kann der Grenzwert für einen unverstärkten Thermoplast verwendet werden, da die lokale Faserausrichtung bereits im Materialmodell berücksichtigt wird.

Kaiser [49] untersucht in seiner Arbeit unterschiedliche Kriterien zur Ermittlung der Beanspruchbarkeit (des Versagens) der anisotropen und elastoplastischen kgfv Kunststoffe. Die zur Beschreibung der Beanspruchung verwendete zweistufige Homogenisierung ermöglicht, das Versagen mit zwei Methoden zu ermitteln. Erstens können quadratische Versagens-Kriterien für den mikroskopischen, transversalisotropen Verbund angewandt werden. Zweitens kann der makroskopische Verbund unter der Anwendung von linearen Kriterien, die das Versagen des Matrixwerkstoffes beschreiben, nach der zweiten Stufe bewertet werden. Die letztere Methode hat insofern einen Vorteil, als dass hierfür lediglich ein Versuch mit dem Matrixwerkstoff notwendig ist. Aus diesem Grund ist ein Einsatz für die industrielle Anwendung zur Berechnung kgfv Kunststoffe sehr gut möglich, insbesondere bei Verwendung des von Mises-Kriteriums (Gleichung (3)). Es tritt dann Versagen auf, wenn das Verhältnis der von Mises-Vergleichsspannung σ_v und dem nach Oberbach ermittelten Grenzwert σ_{lim} größer eins ist:

$$f_{\sigma_v} = \frac{\sigma_v}{\sigma_{lim}} \begin{cases} \text{kein Versagen, } f_{\sigma_v} < 1 \\ \text{Versagen, } f_{\sigma_v} \geq 1 \end{cases} \quad (32)$$

Aufgrund der Vorteile eines Dehnungs-Dimensionskennwerts (siehe Kapitel 3.2.2), wird ergänzend das maximale Dehnungs-Kriterium (Größtdehnungshypothese, Gleichung (20)) als Versagenskriterium für kgfv Kunststoffbauteile in Pkw-Lenksystemen untersucht. Die Definition des Versagens gemäß dem maximalen Dehnungs-Kriterium liegt folgender Gleichung zugrunde:

$$\varepsilon_v = \max(\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3), \quad f_{\varepsilon_v} = \frac{\varepsilon_v}{\varepsilon_{lim}} \begin{cases} \text{kein Versagen, } f_{\varepsilon_v} < 1 \\ \text{Versagen, } f_{\varepsilon_v} \geq 1 \end{cases} \quad (33)$$

Es bedeuten ε_v die maximal vorkommende Dehnung in Normalenrichtung und ε_{lim} die zur Grenzspannung σ_{lim} gehörige Dehnung. Beide Versagenskriterien werden im folgenden Kapitel angewandt und bewertet.

3.4 Anwendung der unterschiedlichen Materialmodelle bei Lenkungsbauteilen

Im Folgenden werden die in Abschnitt 3.1, 3.2 und 3.3 beschriebenen Materialmodelle evaluiert, indem die FEM-Berechnungsergebnisse unterschiedlichen Versuchsergebnissen gegenübergestellt werden. Den Anfang machen richtungsabhängige Zugversuche und Simulationen. Ferner werden zwei Versuchsergebnisse von Lenkungsbauteilen betrachtet. Die Gegenüberstellung von Versuch und Simulation einer sogenannten Loslagerbuchse soll die Ergebnisqualität der unterschiedlichen Simulationen bezüglich der Beanspruchung näher beleuchten. Der zweite Vergleich hat das Ziel, die Vorhersagegüte der Beanspruchbarkeit in der Simulation zu bewerten. Hier wird eine kgfv Kunststoffkomponente eines Schraubradgetriebes untersucht.

In Abbildung 3-13 sind Versuchsergebnisse von Zugversuchen unter 0°, 30°- und 90°-Faserorientierung den FEM-Berechnungsergebnissen gegenübergestellt. Zugversuche unter 30° werden durchgeführt, da eine 45°-Spannungs-Dehnungskurve zu nahe an der 90°-Kurve liegt und somit die Gegenüberstellung unübersichtlich wäre. Mit dem derzeit üblichen Vorgehen zur FEM-Berechnung von kgfv Kunststoffbauteilen in Pkw-Lenkssysteme, bei dem ein isotropes, linearelastisches Werkstoffverhalten (a) beschrieben wird, kann lediglich der linearelastische Bereich des Zugversuchs mit 30°-Faserausrichtung hinreichend genau abgebildet werden. Die Berücksichtigung des elastoplastischen Materialverhaltens (b) ermöglicht die Beschreibung des nichtlinearen Spannungs-Dehnungsverhaltens, jedoch nicht die Anisotropie aufgrund unterschiedlicher Faserorientierungen (siehe Abbildung 3-13, Verlauf b). Hingegen kann mit dem in Kapitel 3.3 vorgestellten Berechnungsansatz (c) sowohl das anisotrope als auch elastoplastische Werkstoffverhalten eines untersuchten PA66 GF30 in guter Näherung abgebildet werden.

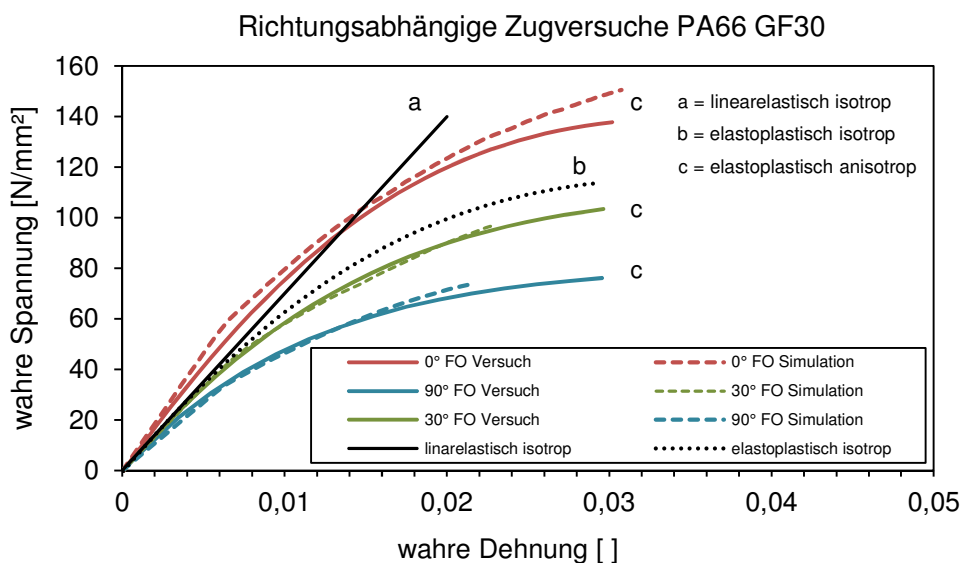


Abbildung 3-13 Richtungsabhängige Zugversuche in 0°, 30°- und 90°-Faserorientierung gegenübergestellt mit Simulationsergebnissen.

Für die Qualitätskontrolle des in Abbildung 3-14 *links* dargestellten Lenkungsbauteils (Lagerbuchse), wird ein Kraft-Weg-Verlauf ermittelt, indem der Innenring gegenüber dem Außenring verschoben wird. Der Kraft-Weg-Verlauf ist in Abbildung 3-14 *rechts* dargestellt.

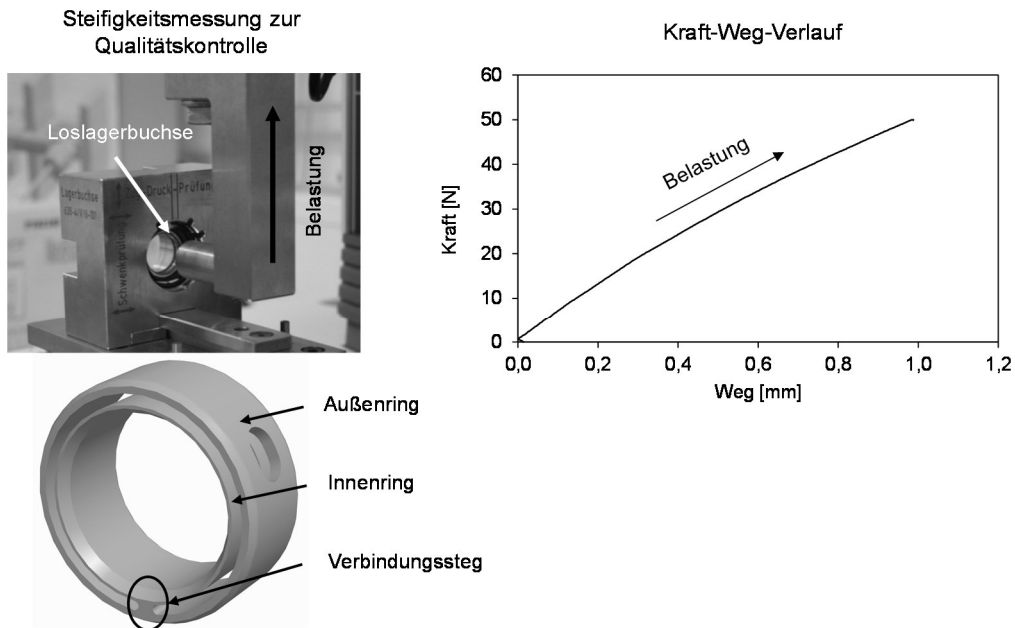


Abbildung 3-14 Steifigkeitsmessung zur Qualitätskontrolle der Lagerbuchse und der dazugehörige Kraft-Weg-Verlauf.

Die Belastung wird mit den beschriebenen FEM-Ansätzen simuliert und es wird untersucht, ob die Beanspruchung dieses kgfv Kunststoffbauteils abgebildet werden kann. Die Lagerbuchse besteht aus einem PA6T GF15. Bei einem teilaromatisierten Polyamid 6 (PA6T) als Matrixwerkstoff ist der Einfluss des Feuchtegehalts gering und alle Werkstoffkennwerte können vom Materialhersteller bereitgestellt werden.

Die Ergebnisse werden in Abbildung 3-15 mit den Versuchsergebnissen verglichen. Mit dem isotropen, linearelastischen Ansatz kann der Kraft-Wegverlauf nicht abgebildet werden. Außerdem wird die Steifigkeit des Bauteils überschätzt. Durch Berücksichtigung des elastoplastischen Werkstoffverhaltens wird eine Verbesserung bezüglich des nichtlinearen Kraft-Weg-Verlauf erzielt, wohingegen mit dem anisotropen, elastoplastischen Ansatz sowohl der Verlauf als auch die Steifigkeit hinreichend genau abgebildet werden kann.

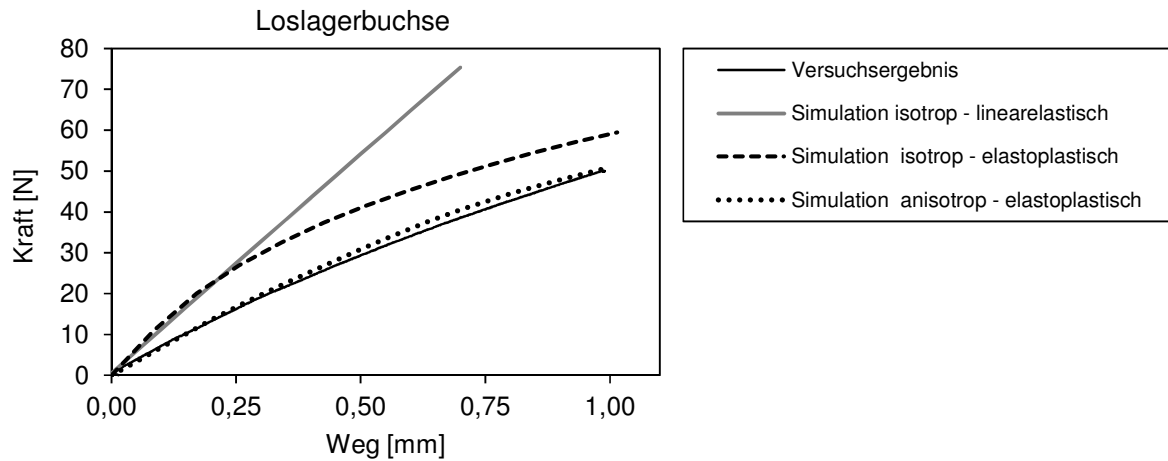


Abbildung 3-15 Vergleich der Kraft-Wegverläufe von Versuch und verschiedenen Simulationen.

Für das bisher betrachtete Bauteil kann eine Verbesserung des Verformungsverhaltens durch die Berücksichtigung des anisotropen und elastoplastischen Werkstoffverhaltens erzielt werden. Überdies ist es notwendig die lokale Beanspruchung im Bauteil in der Simulation hinreichend abzubilden, um dieser Grenzwerte gegenüberstellen zu können. Am Beispiel eines Schraubradgetriebes, das in der Servoeinheit einer Elektrolenkung verbaut ist, sollen die Materialmodell und Dimensionierungsgrenzen bewertet werden.

In Abbildung 3-16 ist der Aufbau des Getriebes zu sehen. Im Fokus steht der Grundkörper des Schraubrads, der aus einem PA66 GF30 besteht. Hierfür können der plastische Spannungs-Dehnungsverlauf für einen Feuchtegehalt von 1,2 % (Raumklima) und die skalaren Größen zur Beschreibung des Werkstoffes aus Kapitel 3.3.1 verwendet werden (siehe Abbildung 3-11).

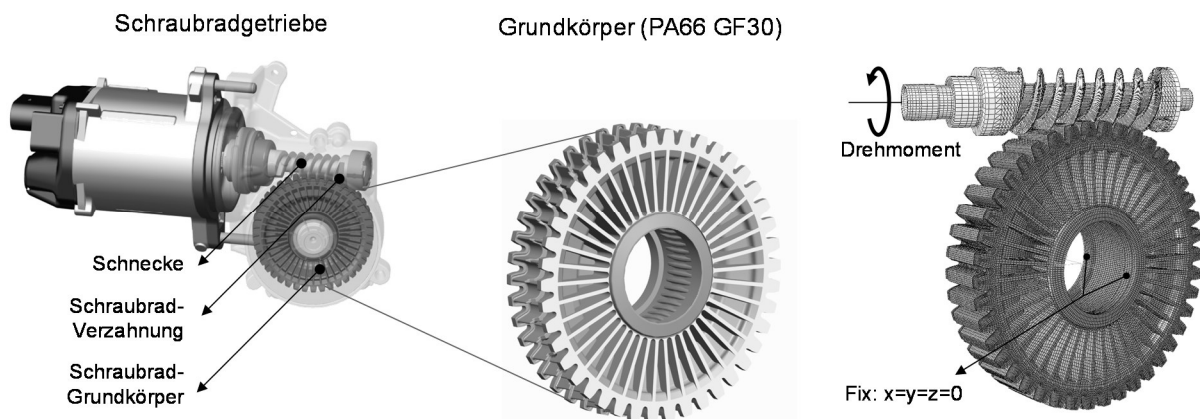


Abbildung 3-16 Grundkörper eines Schraubradgetriebes, verbaut in der Servoeinheit einer Elektrolenkung.

Die Verzahnung des Schraubrads besteht aus unverstärktem PA66 und wird im Spritzgießverfahren auf den Grundkörper aufgebracht. In der FEM-Berechnung wird diese Komponente mit einem elastoplastischen Werkstoffverhalten beschrieben. Im Lenkeinsatz wird, ausgehend vom

Elektromotor, ein Drehmoment auf die Stahl-Schnecke beaufschlagt und über das Schneckenrad an die Zahnstange der Lenkung weitergeleitet. Der Lastfall ist in Abbildung 3-16 *rechts* dargestellt. Die dabei entstehenden Belastungen auf den Grundkörper sind Gegenstand des Vergleichs der unterschiedlichen Werkstoffmodelle. Als Maß der Beanspruchung gilt die von Mises-Vergleichsspannung und die maximale Dehnung in Normalenrichtung. Beide Dimensionierungskennwerte können zur Beurteilung der Beanspruchbarkeit eingesetzt werden.

In quasistatischen Versuchen wird das Getriebe bis zum Versagen des Schraubrads belastet. Dabei ist die Belastung der Mittelwert des maximal ertragbaren Drehmoments von 10 Versuchen in der Simulation. Als Dimensionierungskennwerte (Grenzwerte) für die jeweilige Simulation ergeben sich folgende Werte (siehe Tabelle 3-1).

Materialmodell	isotrop – linearelastisch	isotrop – elastoplastisch	anisotrop – elastoplastisch (Matrixwerkstoff)
Dimensionierungskennwerte			
Von Mises Vergleichsspannung [N/mm ²]	125	125	60
Dehnung in normalen Richtung [%]	5,8	5,8	9,5

Tabelle 3-1 Grenzwerte für jedes Materialmodell zur Beschreibung der Beanspruchbarkeit.

Die Simulationsergebnisse der drei untersuchten Materialmodelle sind für Spannungs-Grenzwerte in Abbildung 3-17 und für Dehnungs-Grenzwerte in Abbildung 3-18 dargestellt. Für die Spannungsergebnisse wird eine Schädigung f_{σ_v} nach Gleichung (32) und für die Dehnungsergebnisse ein Schädigung f_{ε_v} gemäß Gleichung (33) ermittelt. Somit können alle FEM-Ergebnisse miteinander verglichen werden, unabhängig von der Art des Grenzwertes und der unterschiedlichen Annahmen bei der Materialmodellierung.

Ein isotropes und linearelastisches Materialmodell, unter der Verwendung des von Mises-Vergleichsspannung als Dimensionierungskennwert, führt zu einer zu hohen Schädigung im Bauteil (siehe Abbildung 3-17 *links*). Alle grau eingefärbten Bereiche haben den Grenzwert überschritten. Das Bauteil würde bereits bei einem geringeren Drehmoment versagen. Ebenfalls tritt zu frühes Versagen bei einer isotropen und elastoplastischen FEM-Berechnung auf. In Abbildung 3-17 *rechts* ist das Simulationsergebnis einer anisotropen, elastoplastischen FEM-Berechnung dargestellt. Eine Schädigung ist hier sehr lokal entstanden und die maximale Schädigung von 1,14 kann das in den Versuchen aufgetretene Versagen gut beschreiben.

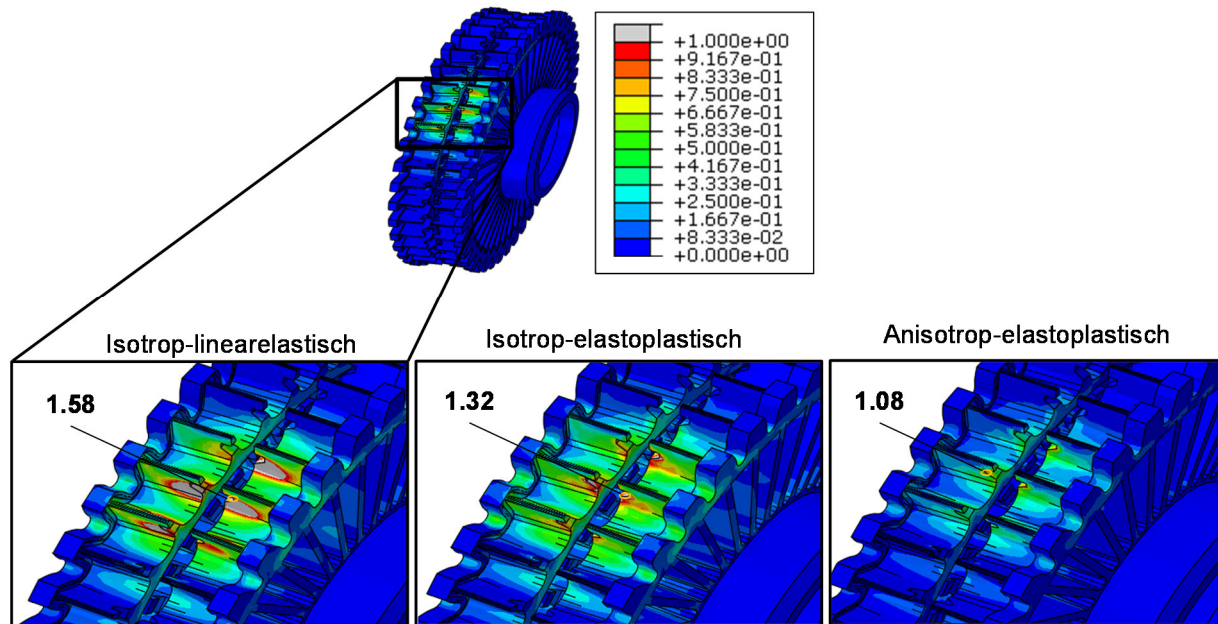


Abbildung 3-17 Spannungsgrenzwerte: FEM-Berechnungen des Grundkörpers eines Schraubrades mit unterschiedlichen Annahmen bei der Materialmodellierung.

Simulationsergebnisse mit Dehnungsgrenzwerten zeigen einen anderen Beanspruchungsverlauf, siehe Abbildung 3-18. Wird das Werkstoffverhalten des Grundkörpers als isotrop und linearelastisch angenommen, so gibt es geringe lokale Dehnungen im Bauteil. Wird das elastoplastische Werkstoffverhalten darüber hinaus mitberücksichtigt, so entsteht eine geringfügige Zunahme der Dehnung im hochbelasteten Bereich. Unter Berücksichtigung der herstellungsbedingungen, lokalen Faserausrichtungen unterscheiden sich die Dehnungen im Bauteil deutlich von den beiden anderen Berechnungsergebnissen. Außerdem kann die Beanspruchbarkeit für die quasistatische Belastung gut beschrieben werden.

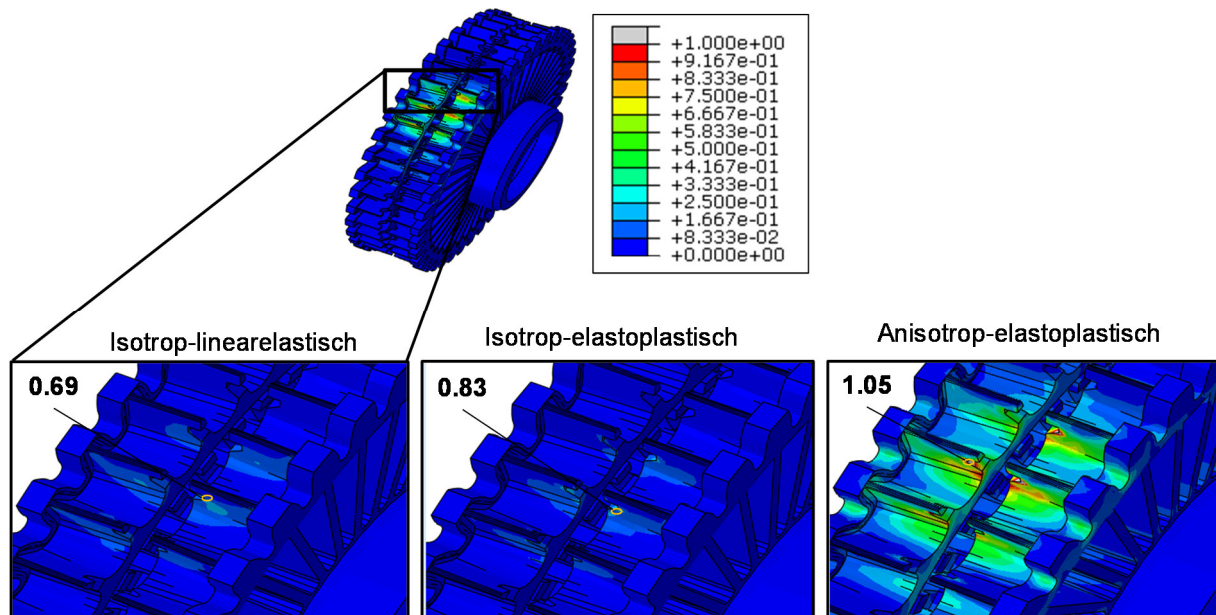


Abbildung 3-18 Dehnungsgrenzwerte: FEM-Berechnungen des Grundkörpers eines Schraubrades mit unterschiedlichen Annahmen bei der Materialmodellierung.

3.5 Zusammenfassung und Bewertung der Berechnungsansätze

In diesem Kapitel wurden unterschiedliche Materialmodelle zur Berechnung von kgfv Kunststoffbauteilen vorgestellt. Eine Gegenüberstellung von Versuchsergebnissen und FEM-Berechnungen von Lenkungsbauteilen weist dabei auf die Vorteile der FEM-Berechnung unter Berücksichtigung der lokalen Faserausrichtung und des elastoplastischen Werkstoffverhaltens hin. Zusammenfassend lässt sich sagen, dass ohne Berücksichtigung der Faserorientierung und des elastoplastischen Materialverhaltens die Deformation von kgfv Kunststoffbauteilen in Lenkssystemen nicht hinreichend genau abgebildet werden kann. Daraus ergibt sich unmittelbar eine Fehlinterpretation der Belastung und das Versagen der Bauteile kann nicht zuverlässig vorhergesagt werden.

Der Einsatz der anisotropen, elastoplastischen FEM-Berechnung für Lenkungsbauteile in der industriellen Anwendung setzt die Wirtschaftlichkeit der angewandten Methode voraus. Daher werden die Ergebnisse der Lagerbuchse und des Schraubrades in Tabelle 3-2 unter Berücksichtigung der Qualität der Berechnungsergebnisse und des zeitlichen Aufwands vergleichend betrachtet. Die Gegenüberstellung der unterschiedlichen FEM-Berechnungen zeigt für die Lagerbuchse, dass die Versuchsergebnisse durch die realitätsnahe Beschreibung der Beanspruchung hinreichend genau abgebildet werden können. Bei dem Schraubradkörper kann das Versagen des Bauteils mit der maximalen Dehnung in Normalenrichtung als Dimensionierungskennwert und einem elastoplastischen, anisotropen Werkstoffverhalten am besten beschrieben werden. Mit einem linearelastischen, isotropen Werkstoffverhalten in der FEM-Berechnung wird die

Beanspruchbarkeit entweder stark unter- oder stark überschätzt; je nachdem, welcher Dimensionierungskennwert verwendet wird.

Kriterium		FEM-Berechnung	isotrop- linearelastisch	isotrop- elastoplastisch	anisotrop- elastoplastisch
		Lagerbuchse			
Aufwand	Füllsimulation und Mapping [h]	-	-	-	4
	FEM-Berechnungszeit [h]	0,4	0,65	2,5	
Ergebnis- qualität	Abweichung der Kraft [%]	185	25	3	
	Abbildung der Anisotropie	Nein	Nein	Ja	
Schraubrad					
Aufwand	Füllsimulation und Mapping [h]	-	-	-	8
	FEM-Berechnungszeit [h]	2,1	2,3	12,2	
Ergebnisqualität	Abweichung zwischen Versuch und Simulation [%] / von Mises-Vergleichsspannung	+58	+32	+8	
	Abweichung zwischen Versuch und Simulation [%] / max. Dehnung	-21	-17	+5	

Tabelle 3-2 Übersicht über den Aufwand und die Ergebnisqualität unterschiedlicher Berechnungsansätze.

4 Beschreibung des zyklischen Verhaltens kgfv Kunststoffe

In diesem Kapitel geht es um die Lebensdauerberechnung von kgfv Kunststoffbauteilen. Zunächst wird auf den zur Versuchsdurchführung verwendeten Prüfstand eingegangen. Anschließend erfolgt eine Beschreibung der in der Literatur bestehenden Ansätze zur Lebensdauerberechnung. Den letzten Teil dieses Kapitels umfasst die Vorstellung der derzeit industriell angewandten Auslegung der Bauteile, sowie eines Ansatzes, der eine verbesserte Lebensdauer vorhersage für kgfv Kunststoffe ermöglichen soll. Dabei handelt es sich um einen dehnungsbasierten Ansatz, der die lokale Faserausrichtung mitberücksichtigt.

Neben der untersuchten quasistatischen Belastung von kgfv Kunststoffbauteilen in Lenksystemen, spielt die Auslegung hinsichtlich der Lebensdauer eine wichtige Rolle, da die Bauteile einer hohen Anzahl von Lastzyklen ausgesetzt werden. In diesem Kapitel werden zum einen Lebensdauerersuche vorgestellt, um das Werkstoffverhalten unter zyklischer Last zu charakterisieren. Zum anderen wird ein Auslegungskonzept zur Lebensdauerberechnung von kgfv Kunststoffen vorgestellt, mit dem das anisotrope, elastoplastische Werkstoffverhalten abgebildet werden kann. Die Gegenüberstellung von Versuchs- und Simulationsergebnissen sollen die Vorteile dieses Auslegungskonzeptes aufzeigen. Ferner wird dieser Ansatz speziell für den zeitfesten Lebensdauerbereich (high cycle fatigue) [14] zwischen $5 \cdot 10^4$ Lz und $5 \cdot 10^5$ Lz entwickelt (siehe Abbildung 2-16). In diesem Bereich werden kgfv Kunststoffbauteile zyklisch beansprucht.

4.1 Prüfstand für zyklische Last

Zur Charakterisierung des zyklischen Verhaltens von kgfv Kunststoffen und zur Evaluierung von Auslegungskonzepten, wird ein hydraulisch antriebener Prüfstand entwickelt. In Abbildung 4-1 ist der Prüfstand dargestellt. Zugprüfstäbe und Lenkungsbauteile werden mit einer harmonischen, sinusförmigen Verschiebung beaufschlagt. Über die Hubvorrichtung können bis zu fünf Bauteile gleichzeitig geprüft werden, wodurch sich die gesamte Prüfzeit reduziert. Die Regelung des Prüfstands findet über einen externen Wegmessaufnehmer statt (Messtaster „R“). Mithilfe des Messtasters „L“ wird der Testlauf überprüft. Dieser Messtaster ist insofern von Bedeutung, da gewährleistet sein muss, dass das Versagen einer Probe keinen Einfluss auf die benachbarten Proben hat. Um den Kraft-Wegverlauf während des Prüflaufes für jede Probe aufzeichnen zu können, sind an der rechten Seite der Spannvorrichtungen fünf Kraftmessdosen verbaut. Außerdem werden während des Versuchs die Oberflächentemperatur einer Probe und die Raumtemperatur aufgezeichnet. Dadurch kann die Art des Versagens genauer analysiert werden.

Durch folgende Maßnahmen werden konstante Randbedingungen gesichert:

- Die konstante Raumtemperatur wird durch ein Belüftungssystem sichergestellt.
- Die Regelung des Zylinders erfolgt über einen externen Wegmessaufnehmer, der direkt an der Hubvorrichtung angebracht ist. Dadurch ist eine hohe Wiederholgenauigkeit gegeben, da es keine weiteren Bauteile zwischen Regelglied und Zugproben gibt.

- Der Feuchtegehalt der Proben (Pa66 GF30) wird mehrfach überprüft, um mögliche Einflüsse auf die Lastzyklen ausschließen zu können. Er wurde über die Versuchsdauer an drei Proben ermittelt und liegt zwischen 1,25 % und 1,32 % Gewichtsanteil.

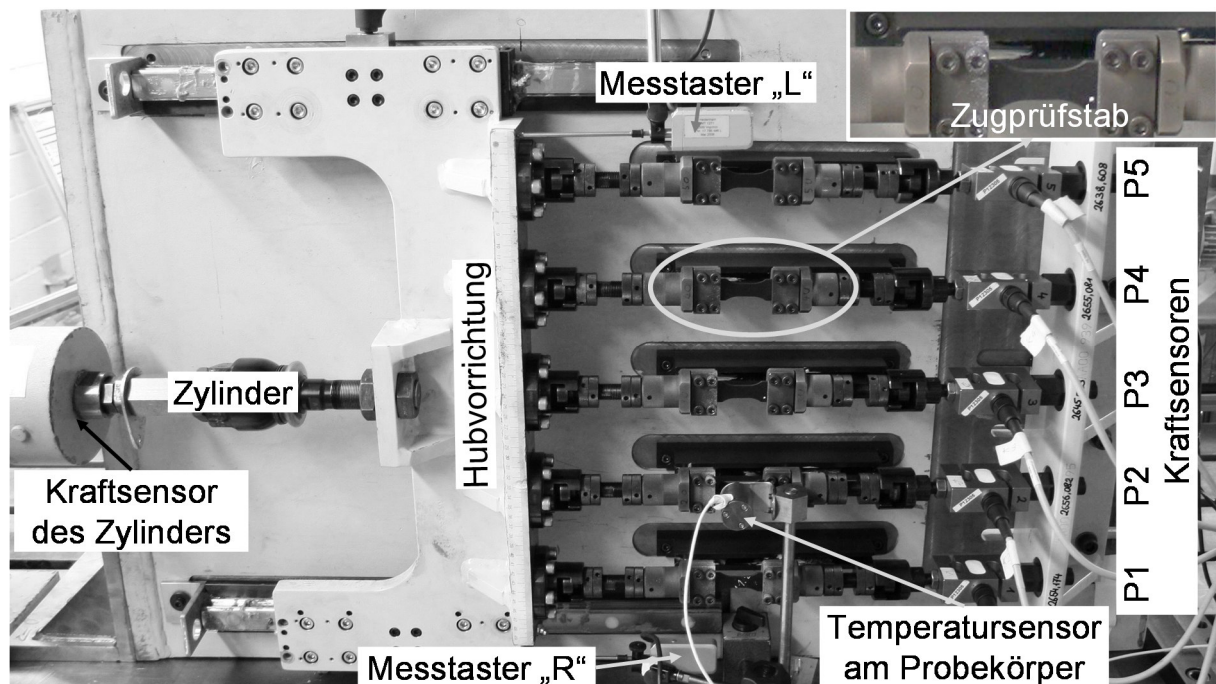


Abbildung 4-1 Hydraulikprüfstand für zyklische Belastungen.

Sonsino et al. [43, 81] haben für PA66 GF30 aufgezeigt, dass eine Eigenerwärmung in Proben durch innere Reibung ab 5 Hz auftritt, die zur Schädigung des Werkstoffs führen kann. Außerdem geben sie an, dass die durch Eigenerwärmung entstehende Oberflächentemperatur unter 35 °C liegen sollte, da bei Überschreitung dieser Temperatur ein Versagen durch Eigenerwärmung auftritt. Dieser Grenzwert wird für die Untersuchungen im Rahmen der vorliegenden Arbeit überprüft, indem die Oberflächentemperatur der Zugprüfstäbe bei unterschiedlichen Frequenzen gemessen wird. In Abbildung 4-2 sind die Temperaturverläufe zu sehen. Die Proben erwärmen sich bei 5 Hz auf bis zu 34 °C. Um eine Eigenerwärmung der Zugprüfstäbe ausschließen zu können, wird die Prüffrequenz von 5 Hz auf 4 Hz reduziert.

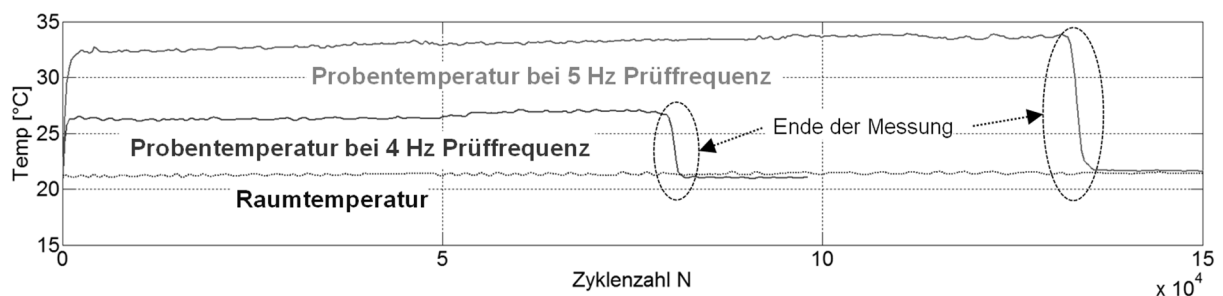


Abbildung 4-2 Temperaturverlauf auf der Oberfläche der Zugprüfstäbe bei unterschiedlichen Prüffrequenzen.

Während eines Prüflaufs werden alle Messsignale (Wege, Kräfte und Temperaturen) mit einer Abtastrate von 1000 Hz aufgezeichnet. Aufgrund der sehr großen Datenmenge werden die Signale alle 60 Sekunden jeweils eine Sekunde lang abgespeichert. Die Randbedingungen für den Prüflauf sind in Abbildung 4-3 zusammengefasst.

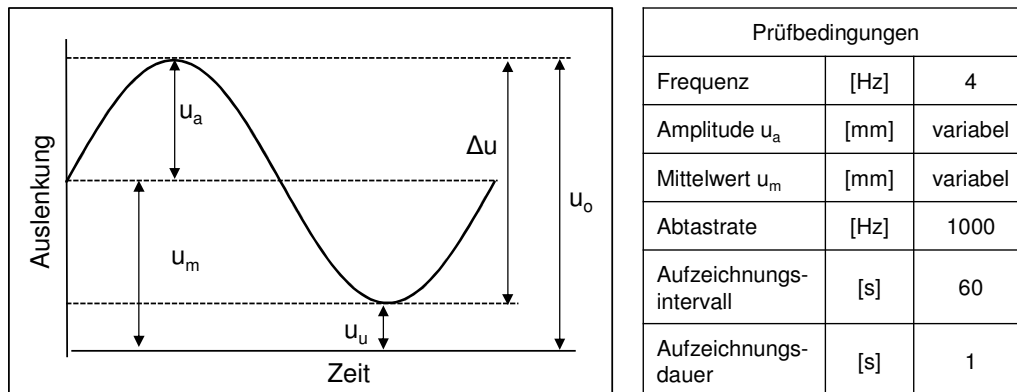


Abbildung 4-3 Prüfbedingungen bei zyklischer Belastung.

Aus den aufgezeichneten Daten können die Maxima, Minima, Mittelwerte und Standardabweichungen ermittelt werden. Alle ausgewerteten Signale sind in Abbildung 4-4 exemplarisch dargestellt. Im oberen Bereich der Abbildung sind die Kraftverläufe von drei Prüfstäben über den Lastzyklen zu sehen. Außerdem ist die Gesamtkraft des Zylinders, die Wege der Messtaster links und rechts sowie die Raum- und die Oberflächentemperatur einer Probe abgebildet.

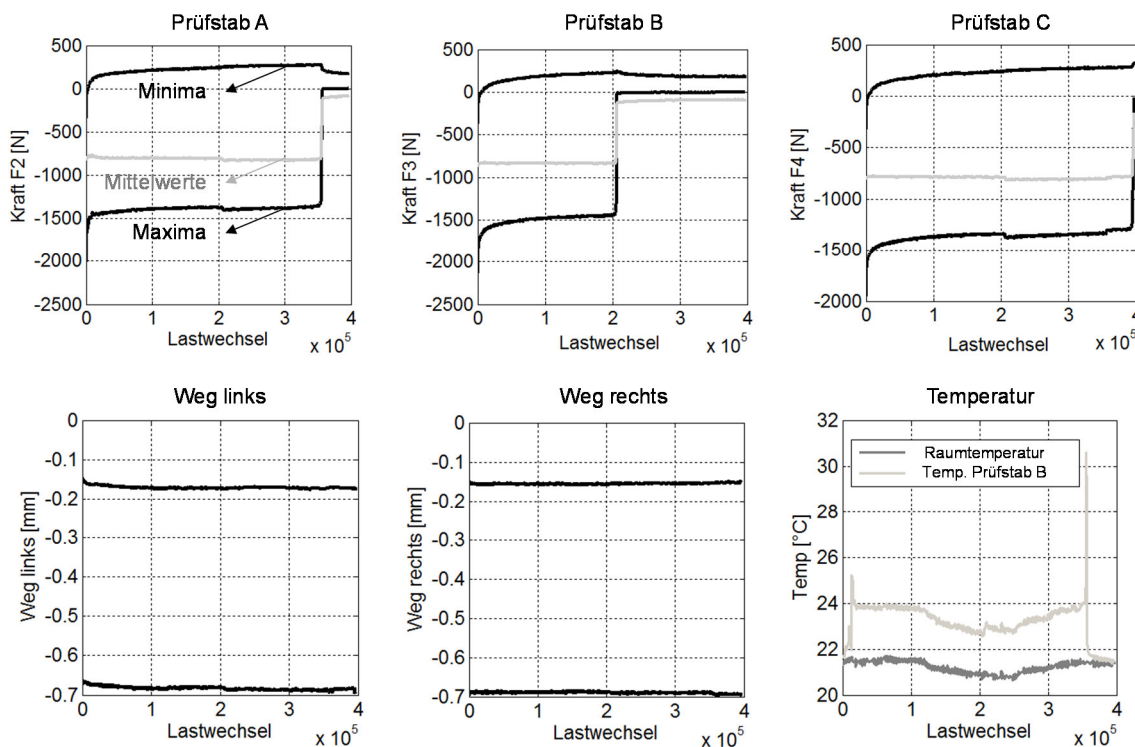


Abbildung 4-4 Auswertung der aufgezeichneten Signale. Bei gleicher Verschiebungsamplitude versagt der Prüfstab A bei $3,5 \cdot 10^4$ Lz, der Prüfstab B bei $2 \cdot 10^4$ Lz und der Prüfstab C bei $4 \cdot 10^4$ Lz.

Ferner werden die Messwerte der letzten 60 Sekunden fortlaufend in einem Ringspeicher aufgezeichnet. Dies ermöglicht die komplette Erfassung der Kraft-Wegverläufe unmittelbar vor dem Bruch der Proben. Die Brüche der Proben können in den Kraftsignalen erkannt werden. Mit dem aufgezeichneten Kraft-Wegverlauf und der daraus resultierenden Kraft-Weg-Hysterese können zwei weitere Kennwerte ermittelt werden: die dynamische Steifigkeit und die dissipierte Energie. Diese Kenngrößen kommen unter anderem als Versagensindikatoren zum Einsatz [56, 61]. Die dissipierte Energie W entspricht der von der Kraft-Weg-Hysterese eingeschlossenen Fläche. Der Berechnung liegt folgende Formel zugrunde.

$$W = \int_0^T F \cdot \dot{s} dt \quad (34)$$

F steht für das Kraftsignal und \dot{s} ist die Ableitung des Wegsignals. Das Integral wird über die Periodendauer T gebildet. Exemplarisch ist für eine Zugprobe (PA66 GF30) mit 30°-Faserausrichtung der Verlauf der dynamischen Steifigkeit S und der dissipierten Energie W in Abbildung 4-5 dargestellt. Es ist zu erkennen, dass zwischen dem Einklingvorgang und dem Bruch der Proben beide Größen nahezu konstant bleiben. Erst unmittelbar vor dem Bruch nimmt die dynamische Steifigkeit ab und die dissipierte Energie zu. Dies ist auf das Entstehen und Anwachsen von Mikrorissen zurückzuführen, die verteilt im Bauteil vorkommen und kontinuierlich wachsen [68]. Die dynamische Steifigkeit und die dissipierte Energie werden in Kapitel 5.4.4 nochmal aufgegriffen.

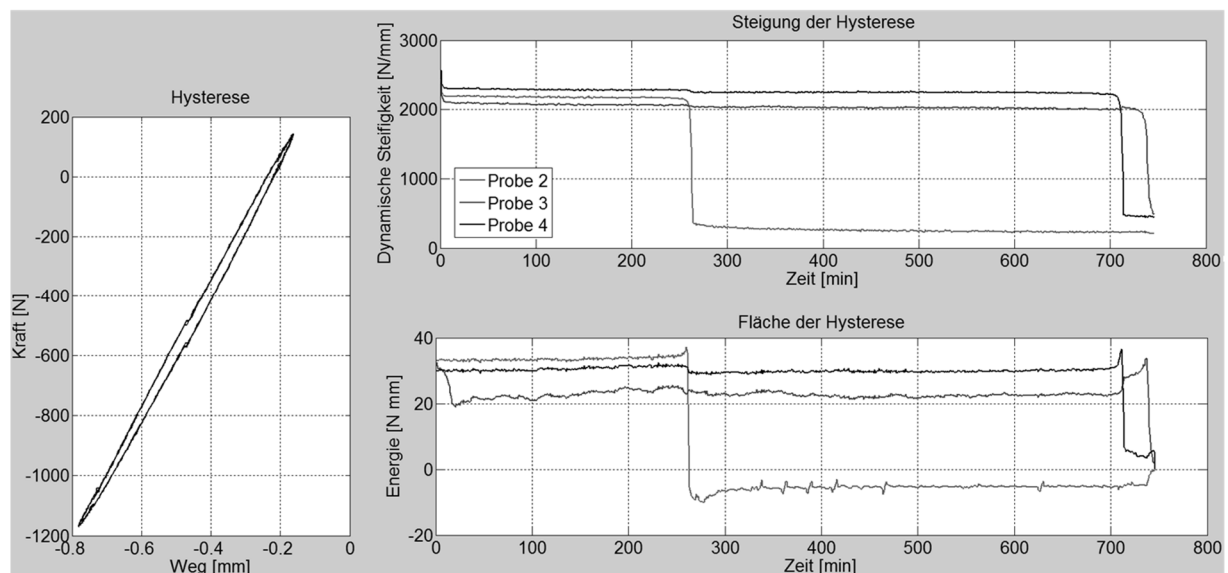


Abbildung 4-5 Steigung der Hysterese (dynamische Steifigkeit) und Fläche der Hysterese (dissipierte Energie) eines Zugstabes mit 30°-Faserausrichtung (PA66 GF30).

4.1.1 Versuche zur Werkstoffcharakterisierung unter zyklischer Belastungen

Die Nichtlinearität der Verformung nimmt mit der Höhe der Belastung bzw. der Zahl der ertragbaren Lastzyklen zu. Außerdem hat eine höhere Belastung eine Verringerung der ertragbaren Lastzyklen zur Folge. In Abbildung 4-6 sind drei Kraft-Weg-Hysteresen von zyklischen Zugversuchen mit unterschiedlich hoher Belastung dargestellt. Das gleiche Verhalten ist auch bei kraftbasierten, zyklischen Versuchen zu erkennen, wie in Kapitel 2.4.2 beschrieben ist.

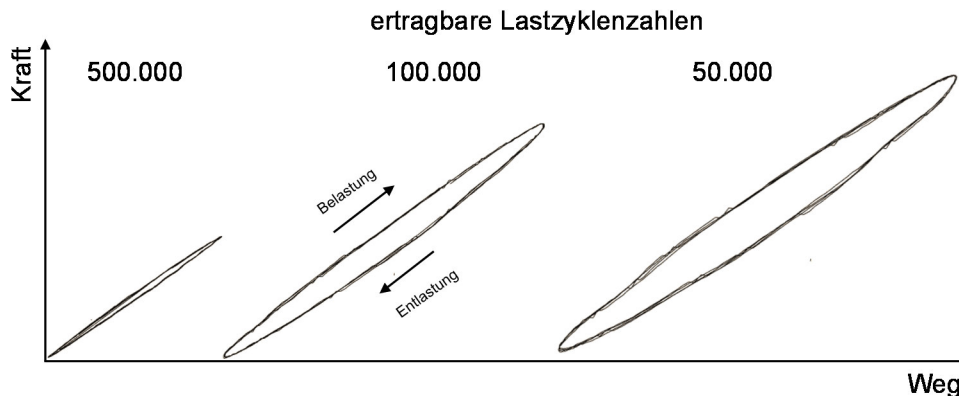


Abbildung 4-6 Kraft-Weghysteresen für unterschiedlich hohe Belastungen.

Zur weiteren Charakterisierung des zyklischen Verhaltens von kgfv Kunststoffen werden Versuche mit PA66 GF30 durchgeführt. Das Ziel ist, plastische Anteile im nichtlinearen Verformungsbereich zu untersuchen. Hierfür werden jeweils drei Versuchsreihen mit Zugprüfstäben mit unterschiedlich großen Verschiebungsamplituden durchgeführt. Die Zugprüfstäbe werden so belastet, dass sie Lastzyklen von ca. $5 \cdot 10^4$ (entspricht $\varepsilon_{\text{technisch}} = 0,011$), von ca. $2 \cdot 10^5$ LZ ($\varepsilon_{\text{technisch}} = 0,016$) sowie von ca. $5 \cdot 10^5$ LZ ($\varepsilon_{\text{technisch}} = 0,016$) ertragen können, entsprechend jeder Versuchsreihe. Die technische Dehnung $\varepsilon_{\text{technisch}}$ wird vorab über eine Wöhlerlinie bestimmt. Daraus ergeben sich dann die Verschiebungsamplituden. Die Fasern sind in den Prüfstäben in 30° zur Belastungsrichtung orientiert, was das Ziel hat, eine anwendungsnahe, mehraxiale Beanspruchung im Werkstoff bei einer uniaxialen Bauteilbelastung zu erhalten. Die Belastung ist rein schwelend ($R = 0$) und jede Versuchsreihe beinhaltet 20 zyklische Versuche.

Die Länge der Prüfkörper wird vor und nach dem Prüflauf mit Hilfe eines optischen Messgeräts [8] ermittelt. Dafür werden zwei Linien auf der Oberfläche der Proben angebracht (siehe Abbildung 4-7). Alle Versuche werden nicht bis zum Versagen der Proben ausgeführt, sondern nach 100 Schwingenspielen gestoppt. Darüber hinaus werden die Prüfkörper erst nach 72 Stunden vermessen. Sowohl durch die geringen Lastzyklen als auch durch das Einlagern der Prüfkörper kann sichergestellt werden, dass eine mögliche Längenänderung ausschließlich auf plastische

Anteile zurückzuführen ist. Relaxationseffekte können somit ausgeschlossen werden. Die Ergebnisse der Untersuchung sind als Mittelwerte in Tabelle 4-1 dargestellt.

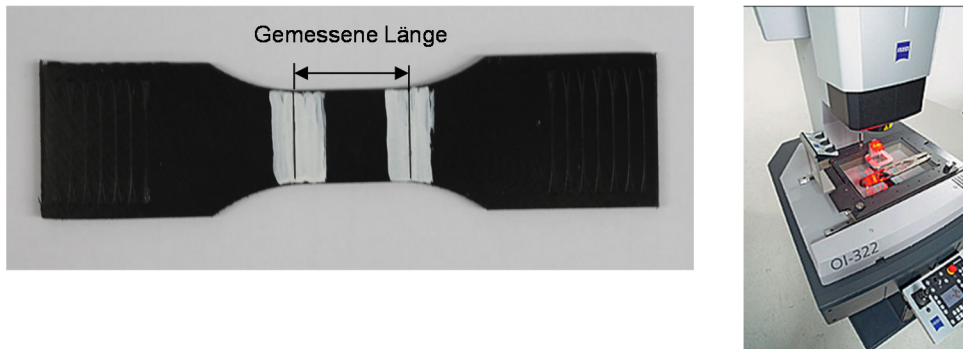


Abbildung 4-7 Vermessung der Zugprüfstäbe mit einem optischen Messsystem (Zeiss OI-322) [8].

Bei einer Ziel-Lastzyklenzahl von $5 \cdot 10^4$ Lz und $2 \cdot 10^5$ Lz sind plastische Anteile zu erkennen. Bei $5 \cdot 10^4$ Lz beträgt beispielsweise der plastische Anteil der Gesamtdehnung 16,4%. Im Gegensatz dazu können bei $5 \cdot 10^5$ Lz keine bleibende Längenänderung gemessen werden, was auf eine rein elastische Beanspruchung schließen lässt.

Eingangsgrößen		Ergebnis
Abgeschätzte Lastzyklen	Belastung Technische Dehnung []	Plastischer Anteil [%] (Mittelwert)
$5 \cdot 10^4$	0,016	16,4
$1 \cdot 10^5$	0,013	1,5
$5 \cdot 10^5$	0,011	0

Tabelle 4-1 Ergebnisse der Längenmessung von zyklisch belasteten Prüfstäben.

Nach der bisherigen Betrachtung der Kraft-Weg-Hysterese von weggesteuerten, zyklischen Versuchen, ist es außerdem wichtig, das Werkstoffverhalten über die gesamten Lastzyklen zu kennen, um die Lebensdauer von kgfv Kunststoffen abschätzen zu können.

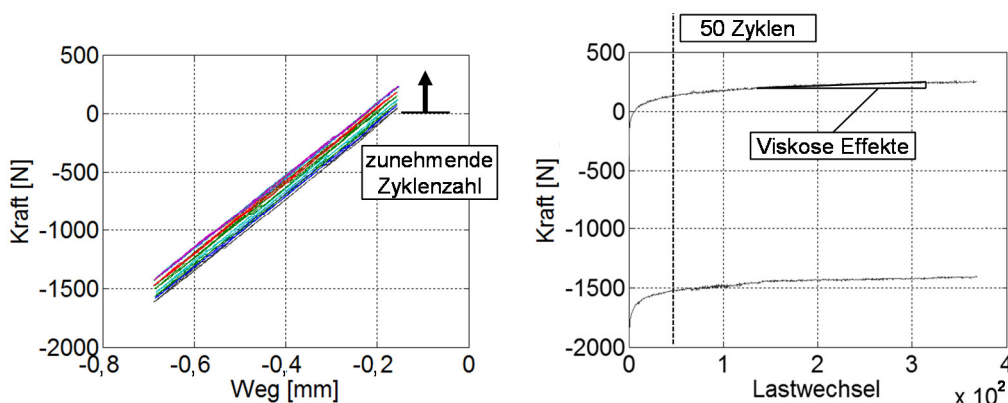


Abbildung 4-8 Links: Kraftweghysterese mit zunehmenden Lastzyklen, rechts: Min.- Max.- Kräfte während eines verschiebungskontrollierten Dauerlaufs.

Wie auch bei kraftgesteuerten Versuchen [61] ist bei weggesteuerten Versuchen ein Einklingvorgang zu erkennen, der während der ersten 50 Zyklen abläuft. In Abbildung 4-8 *links* sind die Zyklen des Einklingvorgangs eines weggesteuerten Dauerlaufs dargestellt, in der eine Abnahme der Kraft zu erkennen ist. Zugkräfte sind mit einem negativen Vorzeichen gekennzeichnet. Nach dem Einklingvorgang ändert sich die Kraft-Weg-Hysterese nur noch geringfügig. Diese Änderung ist durch eine konstante Steigung in Abbildung 4-8 *links* zu sehen, in der die Maximal- und Minimalwerte jeder Schwingung über die Lastzyklen dargestellt sind. Das viskoelastische Verhalten (Relaxationseffekte) der kgfv Kunststoffe ist Grund dieser geringen, konstanten Abnahme der Kraft [43]. Der Einklingvorgang und das viskose Verhalten sind zudem abhängig von der Faserausrichtung (siehe Abbildung 4-9). In Faserrichtung ist das Relaxationsverhalten weniger stark ausgeprägt als bei einer 90°-Faserausrichtung. Außerdem nehmen die Relaxationseffekte mit zunehmendem Glasfasergehalt ab. Bei zyklischen Zugversuchen eines PA66 GF mit 50% Glasfaseranteil und 0°-Faserausrichtung kann keine Steigung mehr erkannt werden.

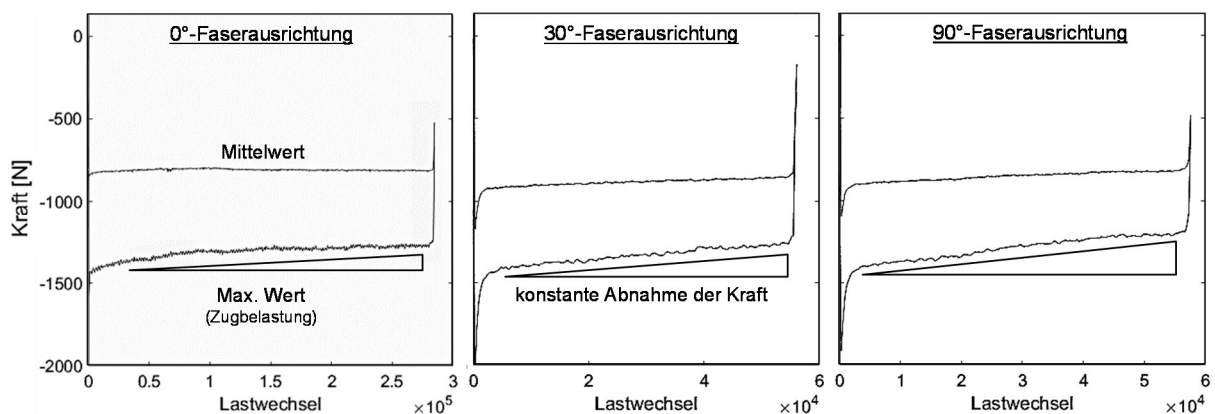
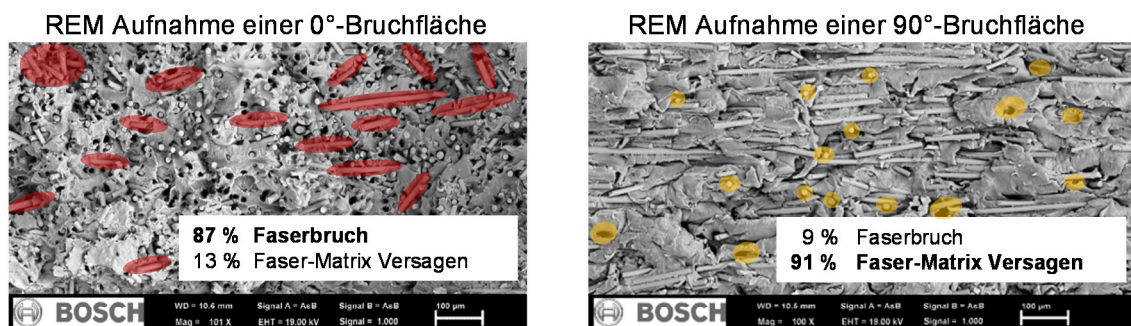


Abbildung 4-9 PA66 GF30: Einfluss der Faserausrichtung auf das viskose Verhalten.

Das Versagen von kgfv Kunststoffen ist abhängig von der Faserausrichtung und Faserverteilung. Kabir et al. [48] zeigen auf, dass bei 0°- und 90°-Belastung zwei unterschiedliche Versagensmechanismen auftreten: Faserbruch und Versagen des Matrix-Faser-Verbunds. Bei einer 0°-Belastung überwiegt der Faserbruch, wohingegen bei einer 90°-Belastung primär ein Ablösen des Matrix-Faser-Verbunds ursächlich ist. Rasterelektronenmikroskop- (REM-) Aufnahmen der Bruchflächen von 0°- und 90°-Zugstäben bestätigen diese Erkenntnis (siehe Abbildung 4-10). Demzufolge müssen beide Mechanismen miteinbezogen werden, jedoch stets mit der entsprechenden Gewichtung aufgrund der Faserverteilung. Die Unterschiede in der Art des Versagens sind an den Bruchflächen der REM-Aufnahmen gut ersichtlich. Die quantitative Bewertung ergibt sich aus dem Zählen der Fasern und der Bestimmung der Art des Versagens.

Für das abgebildete Beispiel liegen im 0°-Zugstab 13 % der Fasern quer zur Belastungsrichtung und versagen durch Faser-Matrix Ablösung; 87 % versagen durch Faserbruch. Beim 90° Zugstab liegen 9 % der Fasern nicht in der angenommenen Richtung und weisen Faserbrüche auf. Abweichend ausgerichtete Fasern sind in Abbildung 4-10 *oben* farblich markiert.

Eine weitere Erkenntnis ist, dass die prozentualen Anteile der Versagensarten mit den Eigenwerten des Faserorientierungstensors a_{ii} korrelieren. In Abbildung 4-10 *unten* ist die über die Dicke der Prüfstäbe gemittelte Faserorientierung eines Würfels mit 2mm Kantenlänge dargestellt. Die Faserausrichtungen in a_{ii} entsprechen annähernd den prozentualen Anteilen der Versagensarten. Der Wert des Eintrages a_{11} (Fasern in Belastungsrichtung) ist annähernd gleich dem Anteil der Versagensart Faserbruch und die Summe aus $a_{22} + a_{33}$ entspricht dem Anteil des Faser-Matrix-Versagens.



gemittelte Faserorientierung über die Dicke

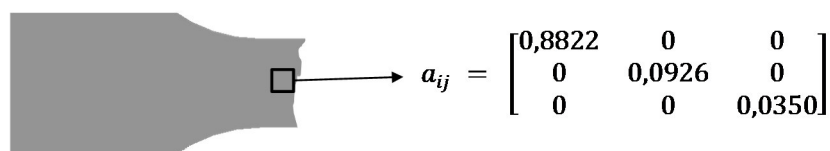


Abbildung 4-10 REM Aufnahme der Bruchfläche einer 0°-Zugprobe und einer 90°-Zugprobe sowie die gemittelte Faserorientierung in diesem Bereich.

In der vorliegenden Arbeit wird ein Ansatz zur Abschätzung der Lebensdauer entwickelt. Dieser wird in Kapitel 4.4 beschrieben. Die Grundlage für diesen Ansatz bilden dehnungsbasierte Wöhlerlinien von Zugstäben mit 0°-Faserorientierung (0°) und 90°-Faserorientierung (90°).

Des Weiteren wird eine Wöhlerlinie mit 30°-Zugstäben erstellt, um den Ansatz zu evaluieren. In Abbildung 4-11 sind die dehnungsbasierten Wöhlerlinien von Zugprüfstäben für 0°, 30° und 90° dargestellt. Die Belastung ist rein schwellend (R=0). Die Faserausrichtung hat eine Parallelverschiebung der Wöhlerlinie in doppellogarithmischer Darstellung zur Folge. Dieser Effekt ist ebenfalls bei spannungsbasierten Wöhlerlinien zu erkennen [15].

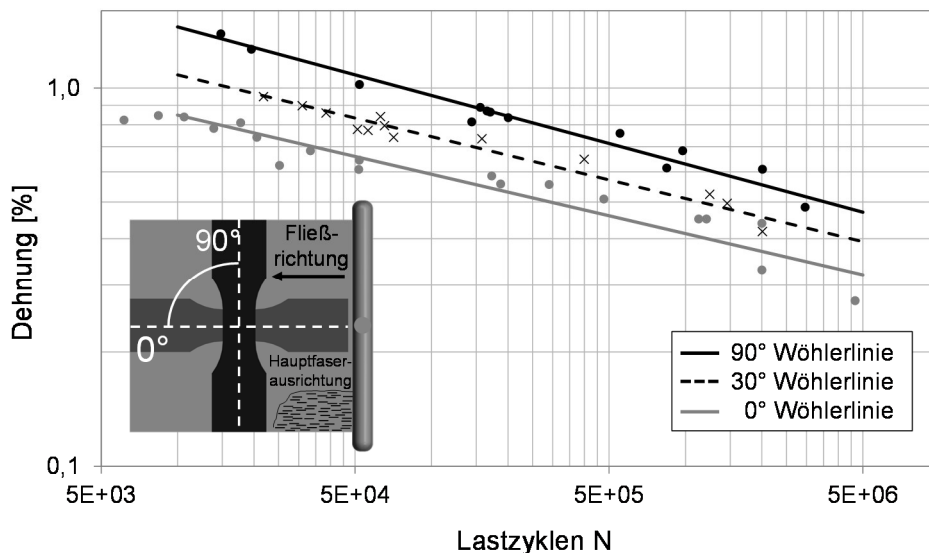


Abbildung 4-11 Dehnungsbasierte Wöhlerlinie mit 0°, 30° und 90°-Faserorientierung (PA66 GF30).

4.1.2 Bauteilbezogene Lebensdauerersuche von kgfv Kunststoffen

Es werden ebenfalls Wöhlerlinien eines Lenkungsbauteils erstellt, um den in dieser Arbeit vorgestellten Lebensdaueransatz zu evaluieren und diesen mit der bisherigen Lebensdauerabschätzung von kgfv Kunststoffbauteilen in Pkw-Lenkensystemen vergleichen zu können. Hierbei findet die Lagerbuchse Verwendung (siehe Kapitel 3.4, Abbildung 3-14). Die Lagerbuchse besteht aus einem Innenring und einem Außenring, die über einen Steg miteinander verbunden sind. Dieses Bauteil wird deswegen untersucht, da unterschiedliche Beanspruchungen erzeugt werden, je nachdem wie der Verbindungssteg zur Verschiebungsrichtung positioniert ist (siehe Abbildung 4-13 und Abbildung 4-14). Als Werkstoff der Lagerbuchse kommt PA66 GF30 zum Einsatz.

Das Versagen unter Zug-Druckbelastung sowie unter Biegebelastung der Lagerbuchse unterscheidet sich von den Zugprüfstäben insofern, als dass die Kraft kontinuierlich abnimmt und bis zum Bruch der Proben gegen Null geht. Aufnahmen des Stegbereichs während der Prüfungen weisen auf einen Anriss hin, der mit fortlaufender Versuchsdauer wächst und letztendlich zum Versagen führt, wie Abbildung 4-12 unten zeigt. Aufgrund des Relaxationsverhaltens des Werkstoffes ist bei den Zugprüfstäben zwar ebenfalls eine Kraftabnahme zu erkennen, jedoch ist das Versagen der Proben stark ausgeprägt und hat die Form eines großen, schnellen Kraftabfalls. Die Kraft in allen dehnungsbasierten Versuchen mit Zugprüfstäben nimmt bis kurz vor dem Bruch der Proben nicht mehr als 30% ab (siehe Abbildung 4-4, Abbildung 4-8 und Abbildung 4-9). Um insbesondere den Beginn eines örtlichen Versagens von kgfv Kunststoffbauteilen bewerten zu können, wird der Kraftabfall von 30% als Grenzwert bei den Bauteilversuchen

definiert. Dadurch findet eine Differenzierung zwischen den Relaxationseffekten und dem Risswachstum statt. In Abbildung 4-12 *oben* ist der Kraftabfall einer zyklisch Zug-Druck belasteten Loslagerbuchse dargestellt.

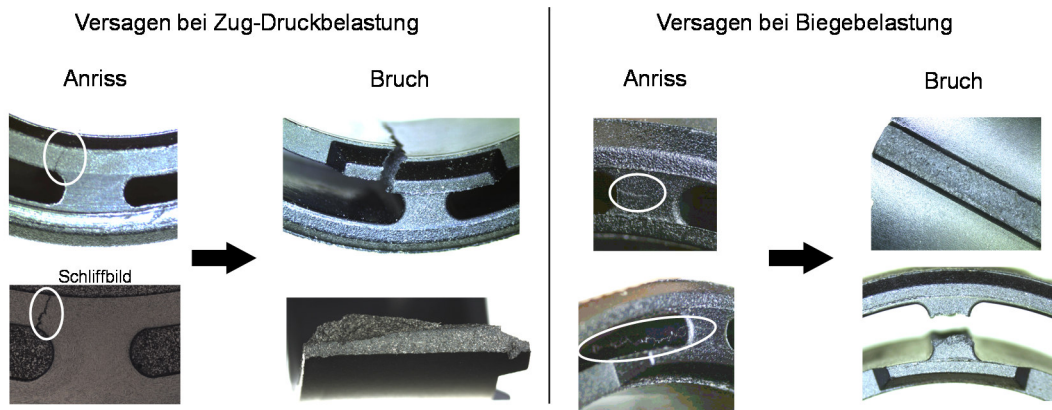
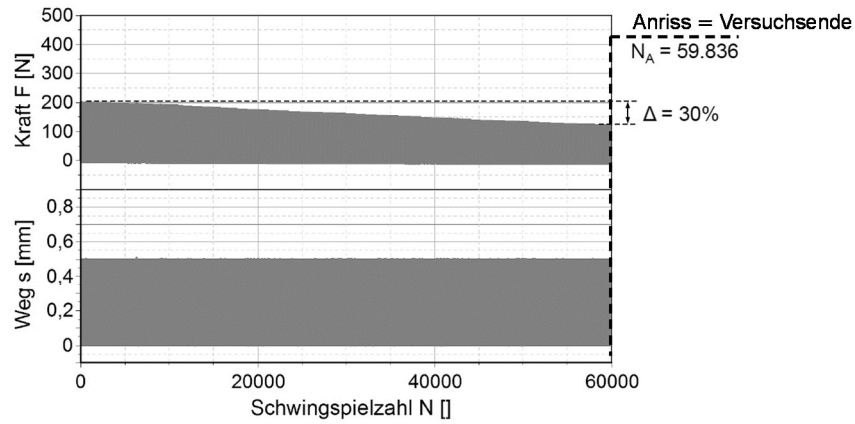


Abbildung 4-12 Anriss und Bruch unter zyklischer Last. *Links*: Bei einer Zug-Druckbelastung, *rechts*: Bei einer Biegebelastung.

In Abbildung 4-13 sind zwei Wöhlerlinien für Lagerbuchsen abgebildet, bei denen der Verbindungssteg zwischen Innenring und Außenring auf Zug und Druck belastet wird. Für $R = 0$ wird der Steg rein auf Zug belastet, wohingegen bei einem R-Verhältnis von $R = -0,3$ eine Zug-Druckbelastung herrscht. Dieses R-Verhältnis wird untersucht, da bei einer Richtungsänderung der Lenkbewegung diese Art der Belastung im Stegbereich der Lagerbuchse wirkt. In Abbildung 4-13 wird ersichtlich, dass die Änderung des R-Verhältnisses im Wesentlichen eine Parallelverschiebung der Wöhlerlinien zur Folge hat.

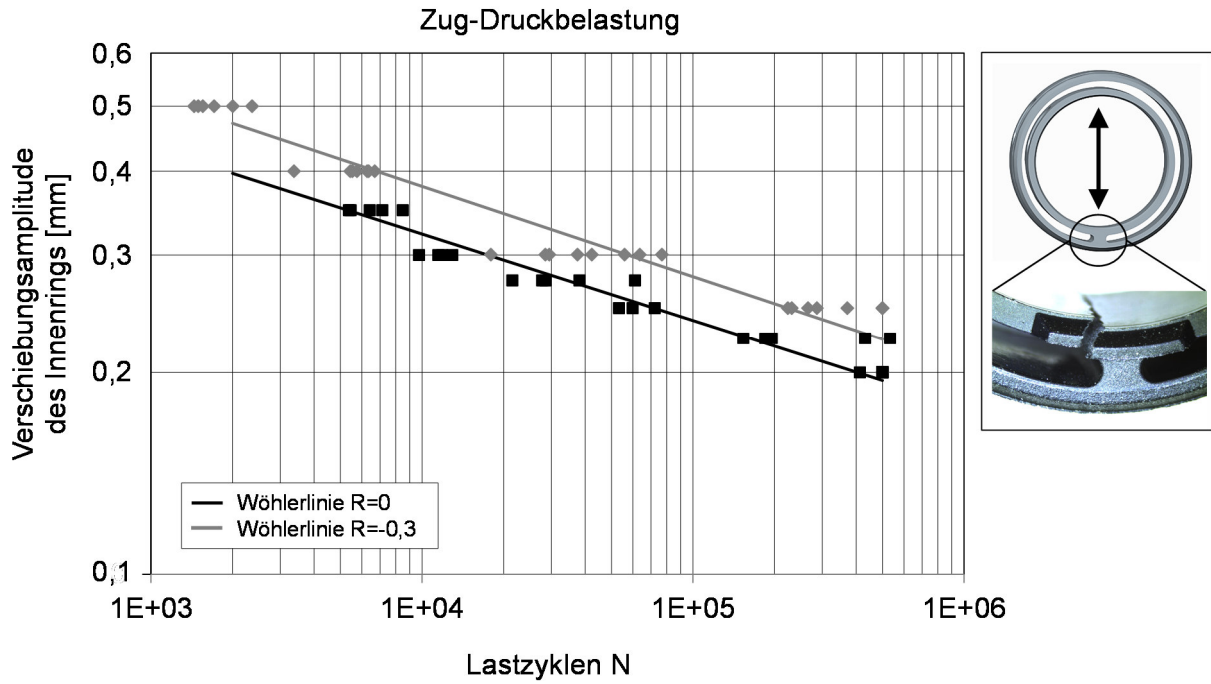


Abbildung 4-13 Bauteilwöhlerlinie der Lagerbuchse (PA66 GF30) mit Zugdruckbelastung im Stegbereich.

In Abbildung 4-14 sind Versuchsergebnisse der Lagerbuchse unter Biegebelastung mit einem Belastungsverhältnis von $R = -0,3$ dargestellt. Diese Wöhlerlinie wird ebenfalls zur Evaluierung von Lebensdauerabschätzungen verwendet, um einen weiteren Beanspruchungszustand zu untersuchen.

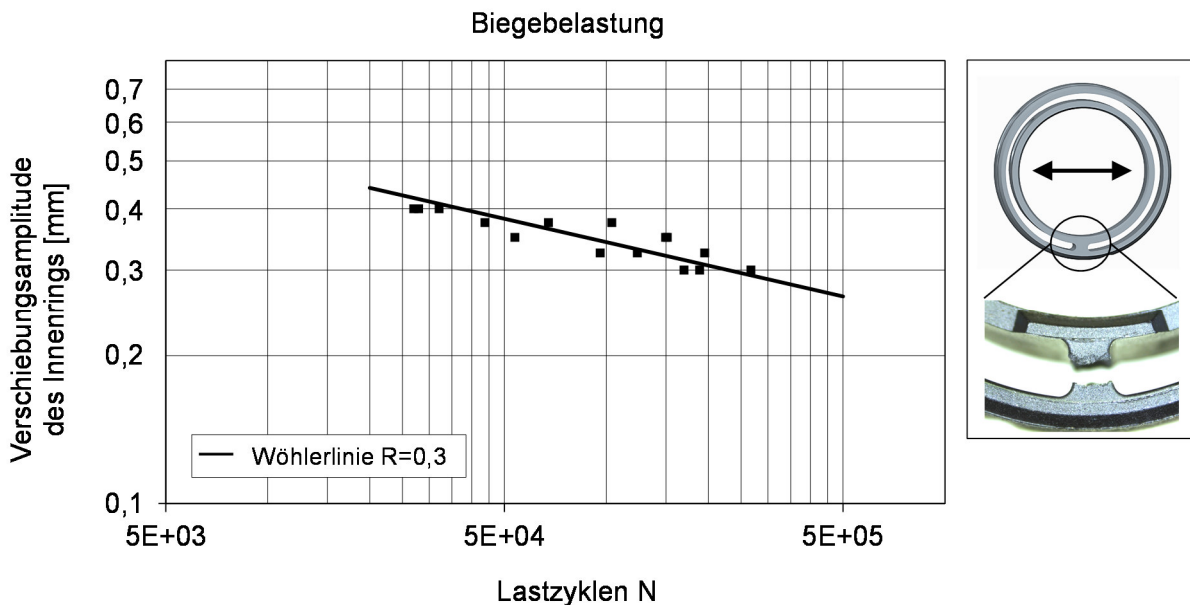


Abbildung 4-14 Bauteilwöhlerlinie der Lagerbuchse (PA66 GF30) mit Biegebelastung im Stegbereich.

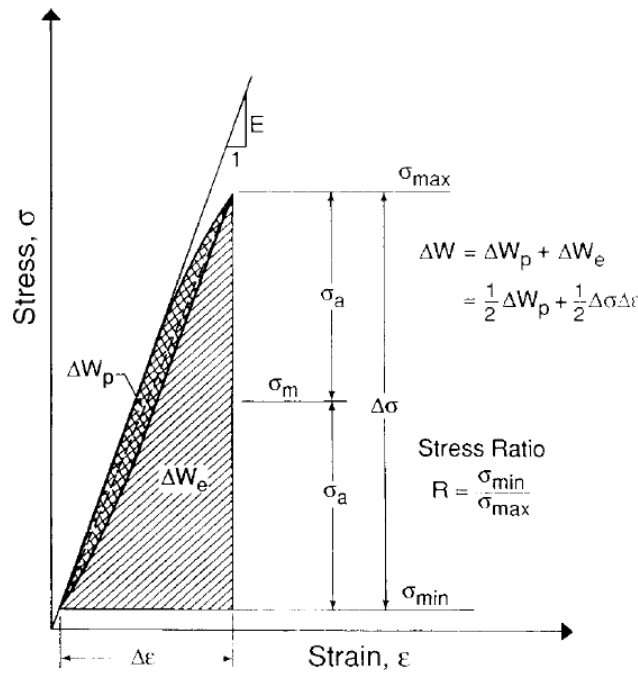
4.2 Bestehende Ansätze zur Lebensdauerberechnung

Eine Beschreibung aller Faktoren, die das zyklische, mechanische Werkstoffverhalten von kgfv Kunststoffen beeinflussen, ist bislang nicht gelungen. Jedoch gibt es in der Literatur mehrere Ansätze, die einzelne Faktoren gut erfassen. Die lokale Faserausrichtung und Faserverteilung, die Temperatur, der Feuchtegehalt, die Frequenz, die Mittelspannung und der Beanspruchungszustand sind unter anderem Einflussgrößen, die in der Simulation beschrieben werden müssen (vergleiche Kapitel 2.4.2.). Im folgenden Unterkapitel werden verschiedene Ansätze zur Beschreibung des zyklischen Werkstoffverhaltens erläutert.

Zur Berechnung der Lebensdauer von kgfv Kunststoffbauteilen können unterschiedliche Ansätze angewandt werden, je nachdem welche physikalische Größe zur Berechnung der Schädigung / Lebensdauer eingesetzt wird. Zago und Springer [97], Bernasconi et al. [3], De Monte et al. [15] sowie Gaier et al. [32, 34] berechnen die Schädigung über den Spannungstensor. Bei Nouri et al. [68] wird die Schädigung über den Dehnungstensor berechnet. Launay et al. [61] beschreiben die Schädigung über die dissipierte Energie. Klimkeit et al. [56] untersuchen mehrere physikalische Größen zur Bewertung der Lebensdauer von kgfv Kunststoffen.

Zago und Springer [97] haben einen Ansatz entwickelt, der sich auf den Spannungstensor unter Berücksichtigung der lokalen Faserorientierung und dem daraus resultierenden anisotropen Werkstoffverhalten bezieht. Dieser Ansatz wird ebenfalls von Gaier et al. [33, 34] verwendet und in dem kommerziell verfügbaren Lebensdauerberechnungsprogramm FEMFAT [26] eingesetzt. Zur Beschreibung von spannungsbasierten, richtungsabhängigen Wöhlerlinien findet bei Bernasconi et al. [3] und De Monte et al. [15] ein modifiziertes Tsai-Hill-Kriterium [88] Verwendung, jedoch ohne Berücksichtigung der Mittelspannungsempfindlichkeit und mehraxialer Belastungen.

Klimkeit et al. [56] stellen einen Ansatz zur Lebensdauerberechnung mit Berücksichtigung des anisotropen Werkstoffverhaltens kgfv Kunststoffe vor, der von der Belastungsart und dem Belastungsverhältnis abhängig ist. Sie wenden eine zweistufige Homogenisierungsmethode zur Beschreibung eines anisotropen, linearelastischen Werkstoffverhaltens in der FEM-Berechnung an. Zur Abschätzung der Lebensdauer kommen Spannungen und die elastische Spannungsenergie (potenzielle Energie) als Grenzwerte zum Einsatz. Außerdem werden virtuelle Wöhlerlinien für unterschiedliche Faserausrichtungen auf Basis einer realen Wöhlerlinie errechnet. Klimkeit et al. [56] beschreiben zudem eine gute Korrelation zwischen der potenziellen Energie pro Zyklus und dem Versagen von kgfv Kunststoffen bei mehraxialer Beanspruchung. Die potenzielle Energie ist beispielhaft für einen Zyklus in Abbildung 4-15 dargestellt.

Abbildung 4-15 Potenziellen Energie ΔW_e [13].

Die maximale Hauptspannung und die von Mises Vergleichsspannung können die Lebensdauer von kgfv Kunststoffe hingegen nicht hinreichend vorhersagen. Auf Basis der Arbeit von Kujawski und Ellyin [13] wird von Klimkeit et al. [56] der Mittelspannungseinfluss berücksichtigt.

Alle bisher beschriebenen Ansätze ermitteln eine Lebensdauer auf Basis einer FEM-Berechnung eines Zyklus und der Gegenüberstellung der Beanspruchung mit Dimensionierungskennwerten. Die Ansätze von Nouri et al. [68] und Launay et al. [61] beschreiben im Gegensatz dazu das gesamte Werkstoffverhalten für jeden Zyklus, inklusive des Einklingvorgangs, einer Degradation und des Versagens. Launay et al. [61] entwickeln einen Ansatz zur Beschreibung des zyklischen Verhaltens unter Berücksichtigung des viskoelastischen-viskoplastischen Werkstoffverhaltens von kgfv Kunststoffen. Außerdem wird das anisotrope Werkstoffverhalten mit berücksichtigt. Sie beschreiben das zyklische Verhalten entkoppelt von der zyklischen Schädigung. Das bedeutet, dass die kompletten Spannungsdehnungs-Hysteresen simuliert werden können, jedoch nicht für beliebig hohe Lastzyklen. Für die ersten 20 Lz kann das zyklische Verhalten gut abgebildet werden. Außerdem zeigen sie auf, dass sich nach 20 Lz die Spannungs-Dehnungs-Hysterese nicht mehr ändert und als eingeschwungen gilt. Zur Berechnung der Lastzyklen kommt als physikalische Größe die dissipierte Energie pro Zyklus zum Einsatz.

In den kommerziellen Berechnungsprogrammen FEMFAT [26] und NCode [67] stehen spannungsbasierte Ansätze zur Lebensdauerberechnung von kgfv Kunststoffen zur Verfügung, welche die lokale Faserorientierung und die Faserverteilung (Anisotropie) berücksichtigen können. Beide Programme verwenden denselben Ansatz, bei dem die Lebensdauer auf Basis von linearelastischen, anisotropen FEM-Berechnungen und mithilfe von spannungsbasierten, richtungsabhängigen Wöhlerlinien berechnet wird. Gaier et al. [33, 34] beschreiben eine Methode zur virtuellen Ermittlung von richtungsabhängigen Wöhlerlinien, die in FEMFAT eingesetzt wird. Hierbei wird das kritische Schmittebenenprinzip [40] für kgfv Kunststoffe erweitert, indem Wöhlerlinien für unterschiedliche Faserorientierungen berücksichtigt werden. Die Werkstoffkennwerte werden zwischen 0° und 90° linear interpoliert. Als Belastungsgröße wird eine vorzeichenbehaftete Vergleichsspannung verwendet, was eine Unterscheidung zwischen Zug- und Druckbelastungen ermöglicht und die daraus ermittelten Schädigungen zählt und aufaddiert [34].

Ferner sind in kommerziellen Berechnungsprogrammen Methoden implementiert, um Lastkollektive mit unterschiedlichen Amplituden und Belastungsverhältnissen (R-Verhältnis) mit Hilfe einer Gesamtschädigung bewerten zu können. Der Einsatz dieser Methoden setzt die Verwendung eines Rainflow-Zählverfahrens, auch zweiparametriges Zählverfahren genannt [40], voraus. Jeder Block besteht aus einer Anzahl von zyklischen Belastungen mit gleicher Amplitude und gleichem R-Verhältnis. Für jeden dieser Blöcke wird eine Schädigungsrechnung durchgeführt. Die Addition der Schädigungen ergibt die Gesamtschädigung für das Lastkollektiv. Das schematische Vorgehen bei diesem Zählverfahren ist in Abbildung 4-16 dargestellt.



Abbildung 4-16 Zweiparametriges Klassierverfahren, Zuordnung der Umkehrpunkte der Last-Zeit-Funktion zu Ausgangs- und Zielklassen, Zählung der Übergangshäufigkeiten und Darstellung in einer Matrix [72].

Hierbei werden die Umkehrpunkte der Last-Zeit-Funktion zu Ausgangs- und Zielklassen zugeordnet und die Anzahl der Übergangshäufigkeiten in eine Matrix eingetragen [72]. Aus dieser

Matrix kann dann die Häufigkeit der Zyklen jeder Belastungsamplitude und das dazugehörige R-Verhältnis entnommen werden.

4.3 Aktueller Stand der Lebensdauerberechnung

Im PEP von Pkw-Lenksysteme wird heute üblicherweise eine Lebensdauerabschätzung von kgfv Kunststoffbauteilen auf Basis von quasistatischen FEM-Berechnungen durchgeführt. Das Werkstoffverhalten wird als linearelastisch und isotrop angenommen. Unterschiedliche Faserausrichtungen werden berücksichtigt, indem der E-Modul gemäß der Annahmen von Halpin und Pagano [41] sowie von Tsai und Pagano [89] abgemindert wird (siehe Kapitel 3.1).

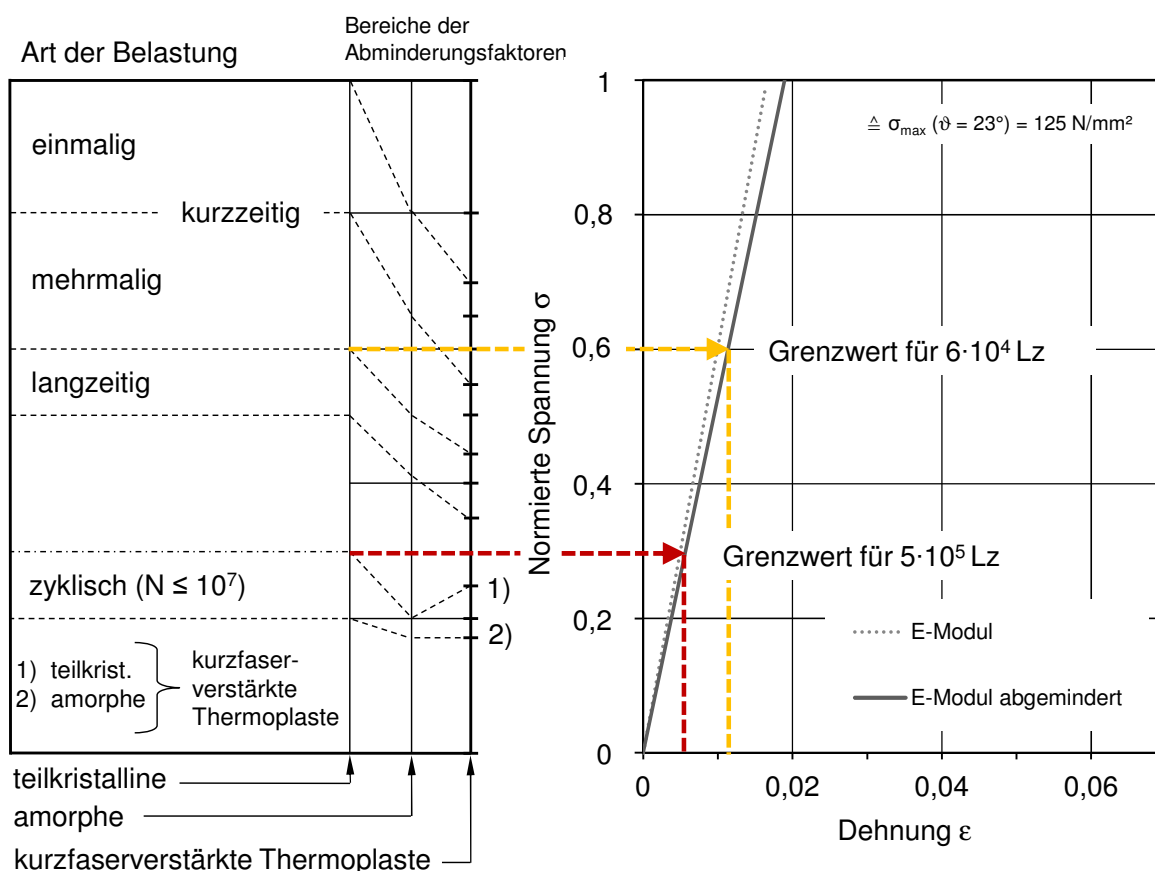


Abbildung 4-17 Grenzwerte für zyklische Belastung gemäß Oberbach [69] für $6 \cdot 10^4 \text{ Lz}$ und $5 \cdot 10^5 \text{ Lz}$.

Als Dimensionierungskennwert kommt die von Mises-Vergleichsspannung zum Einsatz, um die Belastbarkeit für eine zyklische Belastung bewerten zu können. Für diese Bewertung gibt es zwei Vorgehensweisen. Zum einen kann die maximal vorkommende von Mises-Vergleichsspannung einem Grenzwert nach Oberbach [69] gegenübergestellt werden, der über den Spannungs-Dehnungsverlauf eines quasistatischen, uniaxialen Zugversuchs bestimmt wird. Für den auslegungsrelevanten Bereich der kgfv Kunststoffbauteile in Lenksystemen von $6 \cdot 10^4 \text{ Lz}$ und $5 \cdot 10^5 \text{ Lz}$ sind zwei Grenzwerte in Abbildung 4-17 dargestellt.

Zum anderen kann die Lebensdauer bewertet werden, indem die maximale von Mises-Vergleichsspannung einer spannungsbasierten Wöhlerlinie gegenübergestellt wird. Mit dieser Methode ist es möglich, die Lastzyklen für unterschiedliche Belastungs-Amplituden eines R-Verhältnisses zu ermitteln. Eine Bewertung der Lebensdauer durch Belastung eines Kollektivs ist damit jedoch nicht durchführbar. Spannungsbasierte Wöhlerlinien liegen zudem meist nur für ein R-Verhältnis vor. Das Vorgehen bei dieser Methode wird nun an einem kgfv Kunststoffbauteil (Loslagerbuchse) für den auslegungsrelevanten Bereich von Lenkungsbauteilen näher erläutert.

In der quasistatischen FEM-Berechnung wird der Innenring der Loslagerbuchse mit einer Verschiebungs-Amplitude belastet, was eine reine Zugbelastung auf den Stegbereich zur Folge hat. Im Sinne einer zyklischen Belastung entspricht dies einem Belastungsverhältnis von $R = 0$ (siehe Abbildung 4-13). Die Belastung in der FEM-Berechnung ist in Abbildung 4-18 links dargestellt. Zwei Verschiebungs-Amplituden werden untersucht, die mit Hilfe der in Abbildung 4-18 rechts dargestellten Wöhlerlinien ermittelt werden und einer Zyklenzahl im Versuch von $6 \cdot 10^4$ Lz und $5 \cdot 10^5$ Lz entsprechen.

Die zur Gegenüberstellung der von Mises-Vergleichsspannung notwendigen spannungsbasierten Wöhlerlinie wird mit spritzgegossenen Zugprüfstäben erstellt, deren Fasern vorrangig in Belastungsrichtung orientiert sind. In Abbildung 4-18 ist diese Gegenüberstellung für die zwei Verschiebungen zu sehen.

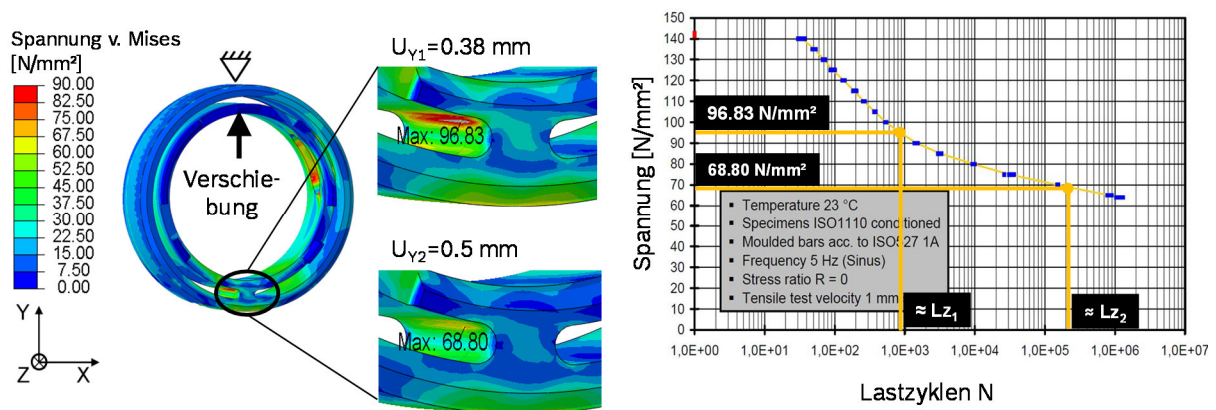


Abbildung 4-18 Links: Ergebnisse einer linearelastischen und isotropen FEM-Berechnung, rechts: Spannungsbasierte Wöhlerlinie eines PA66 GF30 [21].

Mit diesem Ansatz wird die Lebensdauer des Bauteils deutlich unterschätzt. Anstatt $6 \cdot 10^4$ Lz im Versuch werden ca. 950 Lz abgeschätzt und bei $5 \cdot 10^5$ Lastzyklen können ca. $2,2 \cdot 10^5$ Lastzyklen vorhergesagt werden.

4.4 Entwicklung eines Ansatzes zur Lebensdauerberechnung

Die Diskrepanz zwischen Versuchsergebnissen zyklisch belasteter kgfv Kunststoffbauteile und der bisherigen Abschätzung ihrer Lebensdauer sind die Motivation für die Entwicklung einer neuen Lebensdauerabschätzung, bei der die Beschreibung des charakteristischen Werkstoffverhaltens von kgfv Kunststoffen unter zyklischer Belastung verbessert werden soll. Dazu sind zwei wichtige Charakteristika zu beachten, und zwar das lokal richtungsabhängige (anisotrope) und das elastoplastische Werkstoffverhalten. Diese Eigenschaften sind in Kapitel 2.4.2 und Kapitel 4.1.1 beschrieben. Das elastoplastische Werkstoffverhalten ist insofern von Bedeutung, als dass Lenkungsbauteile aus kgfv Kunststoffen auf Zeitfestigkeit ($6 \cdot 10^4$ Lz bis $5 \cdot 10^5$ Lz) ausgelegt werden und nicht auf die im Sinne der klassischen Lebensdauerberechnung betrachtete Dauerfestigkeit ($2 \cdot 10^6$ Lz) [40]. Bei dem neuen Ansatz sollen zudem unterschiedliche Belastungsverhältnisse berücksichtigt werden können.

Vor diesem Anforderungs-Hintergrund wird ein Auslegungskonzept zur Lebensdauerabschätzung von kgfv Kunststoffen vorgestellt, das die Anisotropie und das elastoplastische Werkstoffverhalten abbilden kann. Das Ziel dieses Ansatzes ist es, mit einem im Entwicklungsprozess realisierbaren Versuchsumfang und einer wirtschaftlich effizienten Berechnungszeit eine hinreichende Aussage über die Lebensdauer von Lenkungsbauteilen treffen zu können.

Wie in Kapitel 4.2 beschrieben, können verschiedene physikalische Größen wie Spannungen, Dehnungen oder Energien zur Abschätzung der Lastzyklen verwendet werden. Im hier vorgestellten Ansatz kommen dehnungsbasierte Größen zum Einsatz, was verschiedene Vorteile hat. Kunze und Studer [58], [59] sowie Ehrenstein [22] zeigen, dass dehnungsbasierte Grenzwerte für Kunststoffe besser geeignet sind als spannungsbasierte. Ferner zeigt Mourglia Seignobos [66], dass die Lastzyklen über eine Vergleichsdehnung pro Amplitude gut beschrieben werden kann. Außerdem kann bei einem dehnungsbasierten Ansatz zwischen elastischer und plastischer Beanspruchung differenziert werden, ohne zusätzliche Umrechnung, die bei einem spannungsbasierten Ansatz notwendig ist. Die plastische Dehnung wird beispielsweise als Grenzwert für die Dauerfestigkeit bei duktilen, metallischen Werkstoffe in Lenkungsbauteilen herangezogen [98]. Dies ist insofern für kgfv Kunststoffbauteile von Bedeutung, als dass ab einer Zyklenzahl von $5 \cdot 10^5$ Lz bei PA66 GF30 keine plastischen Dehnungsanteile mehr auftreten (siehe Kapitel 4.1.1). Auch hier kann die plastische Dehnung im Simulationsergebnis dargestellt und als Dimensionierungskennwert für $5 \cdot 10^5$ Lz eingesetzt werden.

Ein weiterer Grund dafür einen dehnungsbasierten Ansatz zu verwenden, liegt in der Art der Belastung von kgfv Lenkungsbauteilen, die primär durch Verschiebungen verursacht werden.

Als Beispiel ist hier die Lagerbuchse zu nennen, die eine definierte, radiale Auslenkung eines Kugellagers für eine hohe Zyklenzahl gewährleisten muss.

Die Simulationsschritte des Ansatzes sind in Abbildung 4-19 schematisch dargestellt. Es wird im ersten Schritt eine Füllsimulation zur Beschreibung der Faserausrichtung und Faserverteilung durchgeführt, gefolgt von einem Mapping (Übertragung der Orientierungstensoren auf das FEM-Netz). Anschließend folgt eine quasistatische und anisotrope, elastoplastische FEM-Berechnung mit der Verschiebung in Höhe einer Schwingungsamplitude. Diese Ergebnisse bilden die Grundlage für die Berechnung der Schädigungen aufgrund der zyklischen Belastung, die im Bauteil visuell dargestellt werden können [28].

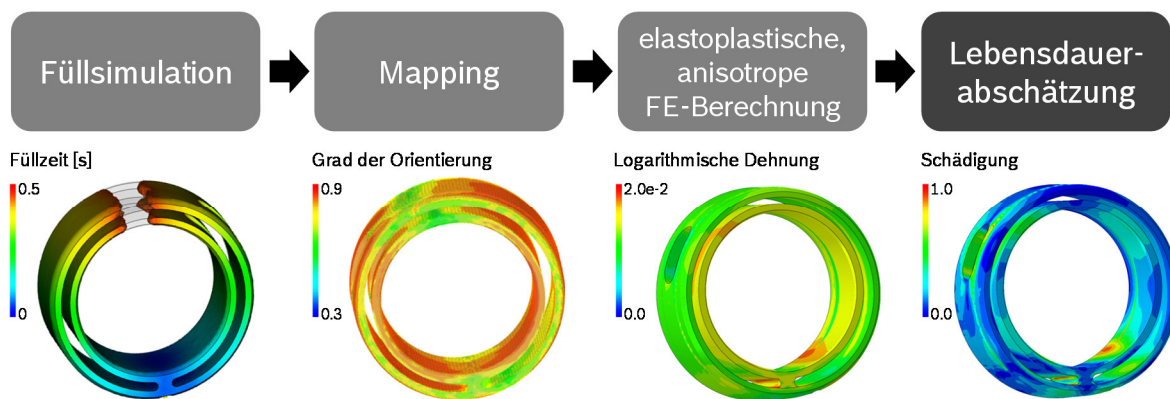


Abbildung 4-19 Schematisches Vorgehen des dehnungsbasierten Ansatzes zur Lebensdauerabschätzung.

4.4.1 Berücksichtigung der lokalen Faserausrichtung und Faserverteilung

Mithilfe der quasistatischen FEM-Berechnung wird die Beanspruchung des Matrix-Faserverbunds an jedem Integrationspunkt des FEM-Netzes bestimmt. Dabei kommt das in Kapitel 3.3 beschriebene anisotrope Materialmodell zum Einsatz. Die Dehnung im Matrix-Faserverbund dient als Beanspruchungsgröße. Über den Dehnungstensor ϵ_{ij}^c und die Hauptausrichtung der Fasern (Vektor r) kann die Dehnung in Faserrichtung (ϵ_n) mit Gleichung (35) sowie quer zur Faser (γ_n) mit Gleichung (36) bestimmt werden. In Abbildung 4-20 links sind die Dehnungen in einem Matrix-Faser-Verbund dargestellt.

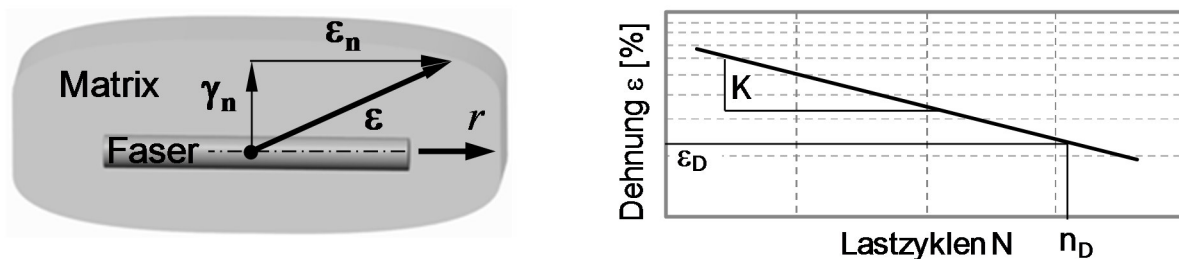


Abbildung 4-20 links: Faser-Matrixmodell, mit Dehnung in Faserrichtung und quer zur Faserrichtung, rechts: Wöhlerkurve gemäß Basquin [40].

$$\varepsilon_n = \vec{r}^T \bar{\varepsilon} \vec{r} = r_i \varepsilon_{ij} r_j \quad (35)$$

$$\gamma_n = \sqrt{\varepsilon_{ji} \varepsilon_{ij} - \varepsilon_n^2} \quad (36)$$

Den Dehnungen ε_n und γ_n müssen Grenzwerte in 0°- und 90°-Faserrichtung gegenübergestellt werden, um eine Schädigung aufgrund zyklischer Belastungen in beiden Richtungen bestimmen zu können. Mithilfe der Wöhlerlinie nach Basquin [40] (siehe Abbildung 4-20 *rechts*), kann eine Grenzdehnung ε_{lim} für eine vorgegebene Lastzyklenzahl n berechnet werden.

$$\varepsilon_{lim} = \varepsilon_D \cdot \left(\frac{n_D}{n}\right)^{\left(\frac{1}{k}\right)} \quad (37)$$

k ist die Steigung der Wöhlerlinie. ε_D und n_D beschreiben den Stützpunkt der Geraden, der bei $n_D = 5 \cdot 10^6$ Lz liegt. Als Grenzwerte kommen die beiden dehnungsbasierten Wöhlerlinien in 0°- und 90°-Faserausrichtung zum Einsatz, die in Kapitel 4.1.1, Abbildung 4-11 dargestellt sind.

Die aus Gleichung (37) berechneten Grenzdehnungen in 0° und 90° ($\varepsilon_{I\ lim}$ und $\varepsilon_{Q\ lim}$) werden den Dehnungen im Bauteil gegenübergestellt und daraus eine Schädigung an jedem Integrationspunkt i des FEM-Netzes ermittelt. D_I ist die Schädigung in Faserrichtung (0°) und D_Q quer zur Faserrichtung (90°). Bei $D_I, D_Q \geq 1$ versagt das Bauteil.

$$D_{I(i)} = \frac{\varepsilon_{I(i)}}{\varepsilon_{I\ lim}} \begin{cases} \text{kein Versagen,} & D_{I(i)} < 1 \\ \text{Versagen,} & D_{I(i)} \geq 1 \end{cases} ; \quad (38)$$

$$D_{Q(i)} = \frac{\varepsilon_{Q(i)}}{\varepsilon_{Q\ lim}} \begin{cases} \text{kein Versagen,} & D_{Q(i)} < 1 \\ \text{Versagen,} & D_{Q(i)} \geq 1 \end{cases} \quad (39)$$

Die Ermittlung der Dehnungen in 0° und 90° berücksichtigt die Lage der Fasern. In Addition dazu muss die Faserverteilung in die Berechnung der Schädigung miteinfließen. Die Art des Versagens unter zyklischer Last steht mit der Faserverteilung in Zusammenhang. Dies geht aus einer Untersuchung hervor, deren Ergebnisse in Kapitel 4.1.1, Abbildung 4-10 dargestellt sind. Welche Anteile an Fasern in der oder quer zur Hauptorientierungsrichtung liegen, wird mit Hilfe der Eigenwerte λ_i des dreistufigen Orientierungstensors a_{ij} beschrieben.

$$a_{ij} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} \end{bmatrix} \quad (40)$$

$$\det(a_{ij} - \lambda_i \cdot E), E = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (41)$$

Die Schädigung in Faserrichtung und quer zur Faserrichtung wird mit den Eigenwerten λ_i gewichtet, und zwar für jeden Integrationspunkt i des FEM-Netzes (siehe Gleichung (42)).

$$D_{Ig(i)} = D_{I(i)} \cdot \lambda_{1(i)} \quad ; \quad D_{Qg(i)} = D_{Q(i)} \cdot (\lambda_{2(i)} + \lambda_{3(i)}) \quad (42)$$

Anschließend werden mit Gleichung (43) beide Schädigungen zu einer Gesamtschädigung $D_{(i)}$ summiert. Diese wird eingeführt, um zu einem beliebigen Beanspruchungszustand eine äquivalente skalare Schädigung zur Abschätzung der Lebensdauer zu erhalten. Da für eine Überlagerung der Schädigung in Faserrichtung und quer zur Fasserrichtung für dehnungsbasierte Grenzwerte in der Literatur kein Vorgehen beschrieben ist, wird in dieser Arbeit eine phänomenologische Hypothese für eine solche Gesamtschädigung eingeführt. Dieser Hypothese liegt die Annahme zugrunde, dass die Schädigungsmechanismen in Faserrichtung und quer zur Faserrichtung gleich sind und damit superponiert werden können. Dazu werden die beiden Anteile als Komponenten eines Schädigungsvektors aufgefasst und der Betrag des Vektors als Gesamtschädigung definiert:

$$D_{(i)} = \sqrt{D_{Ig(i)}^2 + D_{Qg(i)}^2} \quad (43)$$

Die Gesamtschädigung $D_{(i)}$ lässt sich für eine Lastzyklenzahl n grafisch darstellen. In Abbildung 4-21 ist $D_{(i)}$ über die Schädigung in Faserrichtung ($D_{Ig(i)}$) und jene quer zur Faserrichtung ($D_{Qg(i)}$) aufgetragen. Nach Gleichung (43) ergibt sich für $D_{(i)} = 1$ ein Viertelkreis. Liegt der Schädigungswert auf dieser Kurve, so tritt Versagen aufgrund zyklischer Belastung auf.

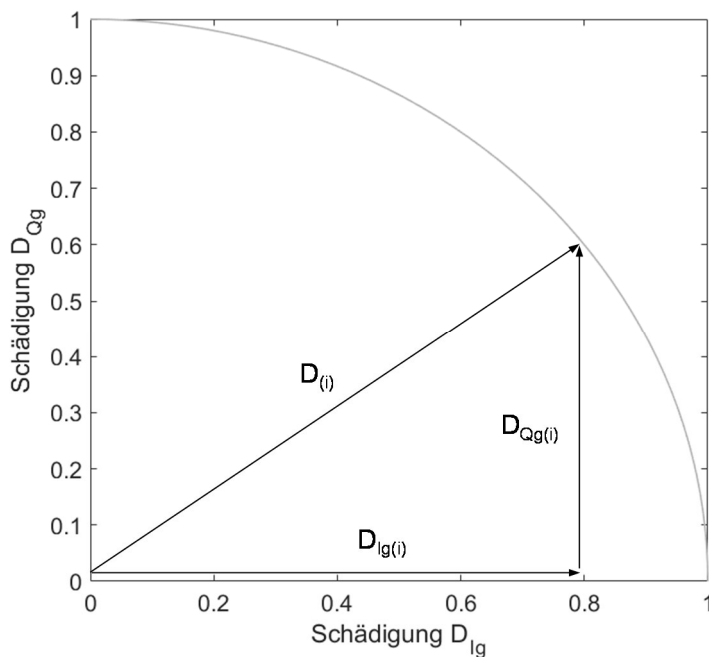


Abbildung 4-21 Gesamtschädigung $D_{(i)}$ aufgetragen über die Schädigung in Faserrichtung ($D_{Ig(i)}$) und jene quer zur Faserrichtung ($D_{Qg(i)}$).

Nach Gleichung (37) verringert sich die zulässige Dehnung ε_{lim} bei einer Erhöhung der Zielastzyklenzahl n . Demzufolge tritt ein früheres Versagen auf, das über die Beziehung in Gleichung (38) sowie Gleichung (39) beschrieben ist. Folglich verkleinert sich die Schädigungskurve mit Erhöhung der gewünschten Lastzyklenzahl n . Dieser Zusammenhang wird deutlich, wenn man die Schädigungskurve über die zunehmenden Lastzyklenzahl n in einem Schaubild aufträgt, woraus sich eine Grenzfläche ergibt. Für den in dieser Arbeit untersuchten PA66 GF30 ist die Grenzfläche in Abbildung 4-22 dargestellt. Als Referenz-Zyklenzahl ist $n = 5 \cdot 10^4$ Lz definiert. Die Grenzfläche bildet den auslegungsrelevanten Bereich für Lenkungsbauteile von $n = 5 \cdot 10^4$ Lz bis $n = 5 \cdot 10^5$ Lz ab.

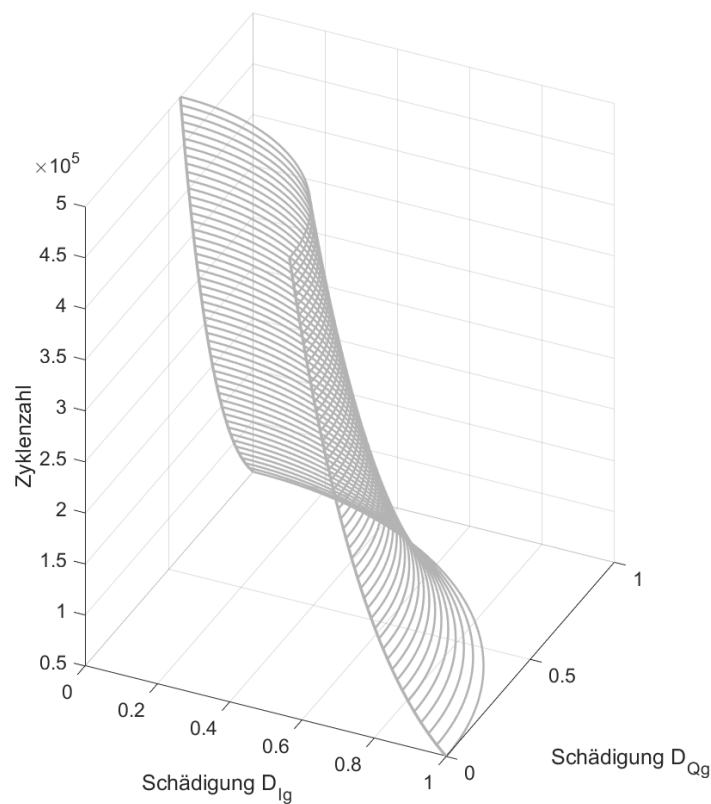


Abbildung 4-22 Grenzfläche der Gesamtschädigung mit zunehmender Lastzyklenzahl.

Mit Hilfe der Gesamtschädigungen können simulierte Wöhlerlinien erzeugt und diese den Versuchswöhlerlinien mit 0° - und 90° -Zugprüfstäben aus Kapitel 4.1.1 gegenübergestellt werden (siehe Abbildung 4-23). In beiden Fällen ist eine Abweichung zwischen Simulation und Versuchsergebnissen zu erkennen. Die Versuchswöhlerlinie mit 0° -Zugstäben wird leicht überschätzt und die 90° -Versuchswöhlerlinie wird leicht unterschätzt.

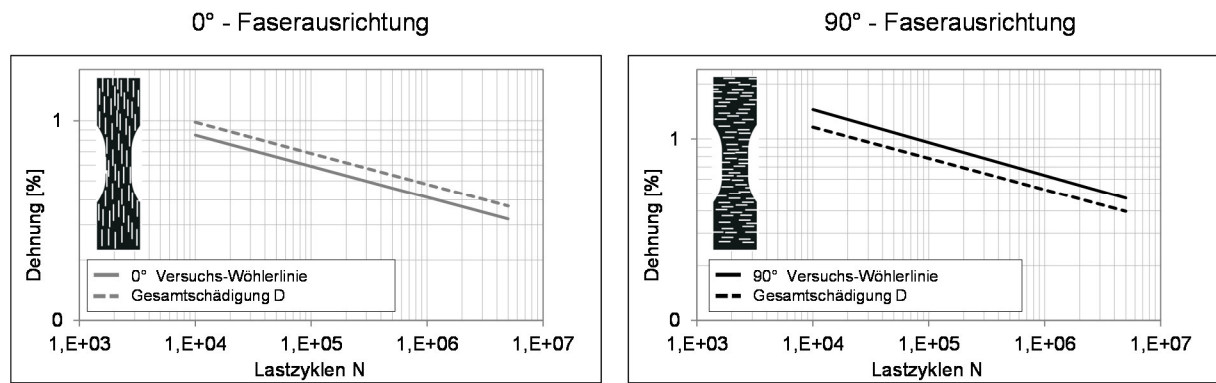


Abbildung 4-23 Wöhlerlinien für 0°- und 90°-Faserorientierung: Methode 2 zur Berücksichtigung der Faserverteilung.

Das ist darauf zurückzuführen, dass die Fasern in den Zugprüfstäben nicht ideal in 0° und 90° ausgerichtet sind und somit die Schädigung unter zyklischer Belastung für diese Ausrichtungen nicht ideal abgebildet wird. CT-Aufnahmen und REM-Aufnahmen zeigen eine charakteristische Randschicht und Mittelschicht, in denen die Fasern eine andere Orientierung aufweisen [71, 73]. Die Schichten sind auf den Füllvorgang im Spritzgießprozess zurückzuführen. Der dehnungsbasierte Ansatz stellt die Versuchsergebnisse der 0°- und 90°-Zugprüfstäbe der lokalen Faserausrichtung in der FEM-Berechnung gegenüber. Dabei wird davon ausgegangen, dass die Ausrichtung ideal ist. Abbildung 4-24 soll diese Diskrepanz veranschaulichen.

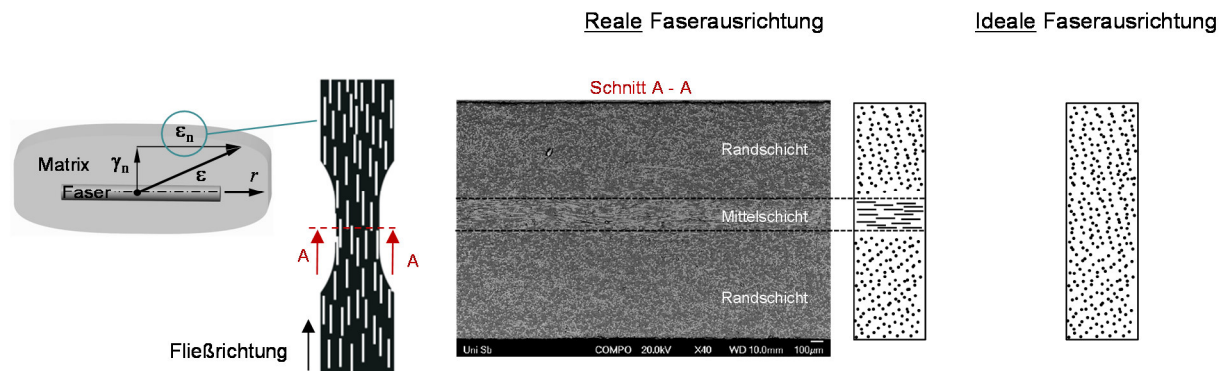


Abbildung 4-24 Unterschied zwischen realer [83] und idealer Faserausrichtung in Zugprüfstäben.

Die in dieser Arbeit zur Verfügung stehenden Wöhlerlinien in 0°- und 90°-Faserausrichtung werden mit Hilfe eines iterativen Prozesses an die ideale Ausrichtung angepasst. Dabei wird zuerst die 0°-Wöhlerlinie, die als Grenzwert in der Simulation verwendet wird, parallel verschoben, sodass die Versuchswöhlerlinie gut abgebildet werden kann. Danach werden die Simulationsergebnisse an die 90°-Wöhlerlinie angepasst. Die Ergebnisse sind in Abbildung 4-25 dargestellt. Für beide Ausrichtungen kann sowohl die Steigung der Versuchswöhlerlinie als

auch das Niveau gut beschrieben werden. Ergänzend ist das Ergebnis einer Lebensdauervorhersage für 30°-Faserausrichtung abgebildet. Die Lebensdauer kann auch hier gut beschrieben werden.

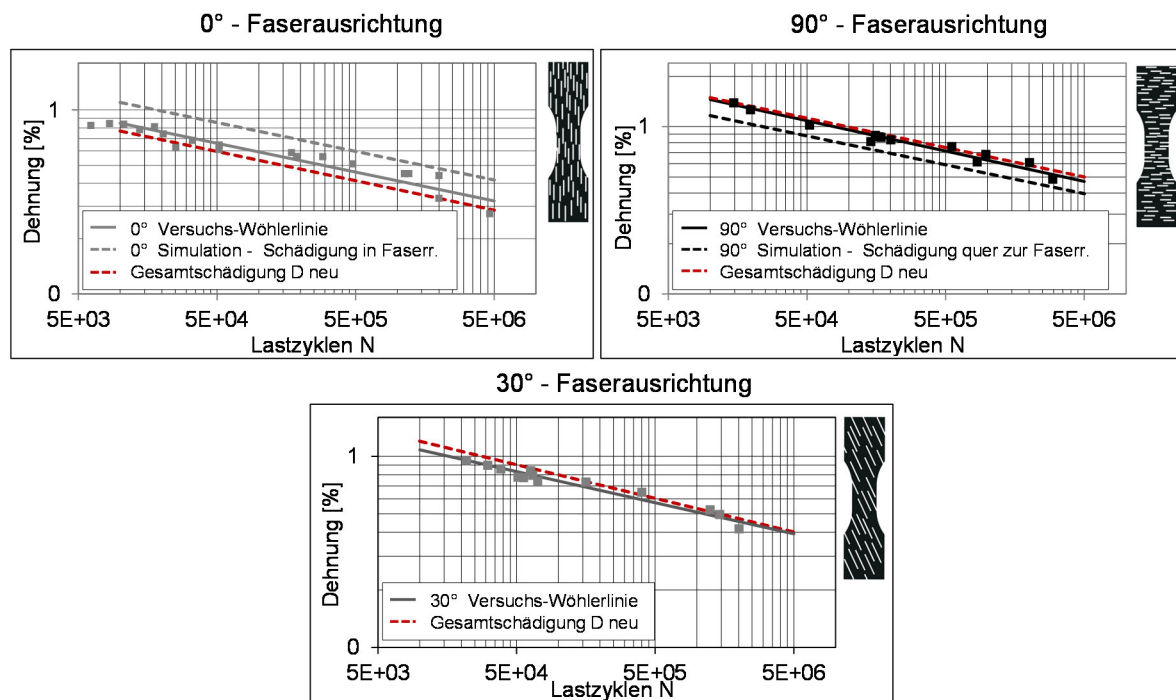


Abbildung 4-25 Wöhlerlinien für 0°, 30°, und 90°-Faserausrichtung: Methode 2 zur Berücksichtigung der Faserverteilung mit angepassten Grenzwerten.

Durch den Einsatz eines sogenannten Rohrprüfkörpers ist die beschriebene Anpassung der Wöhlerlinie für die 0°-Faserausrichtung nicht notwendig, da dieser eine ideale Faserausrichtung aufweist. Der Rohrprüfkörper wird unter anderem von Schöneich et al. [84] und von Lounay et al. [60] vorgestellt. Zyklische Versuchsergebnisse des Rohrprobekörpers stehen für diese Arbeit jedoch nicht zur Verfügung.

4.4.2 Berücksichtigung unterschiedlicher Belastungsverhältnisse und Lastkollektive

Unterschiedliche Belastungsverhältnisse (R-Verhältnisse) müssen in der Schädigungsrechnung mitberücksichtigt werden, da diese einen signifikanten Einfluss auf die Beanspruchbarkeit haben. Dieser Einfluss wird auch als Mittelspannungsempfindlichkeit bezeichnet und ist in der Literatur von De Monte et al. [15], von Mallick et al. [62] oder von Susmel et al. [86] beschrieben. Da die Schädigungen im hier vorgestellten Ansatz über die Dehnungen berechnet werden, wird der Begriff der Mitteldehnungsempfindlichkeit eingeführt. Der Einfluss wird über eine Goodman-Gerade im Haigh-Diagramm [40] beschrieben. In Abbildung 4-26 ist ein solches

Haigh-Diagramm dargestellt, das den Zusammenhang zwischen Amplitudendehnung und Mitteldehnung beschreibt. Auf der Ordinate stehen die Amplitudenwerte von rein wechselnden Belastungen ($R = 0$) und auf der Abszisse ist die Mitteldehnung abgetragen.

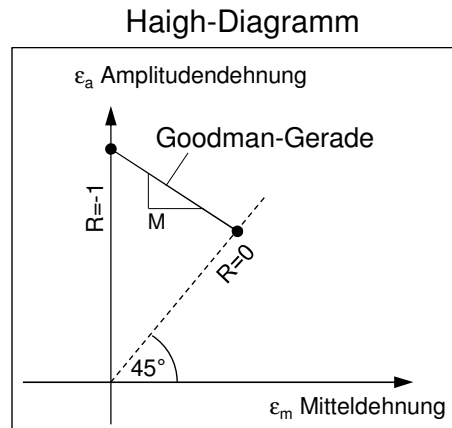


Abbildung 4-26 Haigh-Diagramm mit Goodman-Gerade, die die Mitteldehnungsempfindlichkeit beschreibt.

Alle rein schwelenden Belastungen liegen auf der Winkelhalbierenden. Sie gibt die Grenzwerte für diese Belastungen ($R = 0$) an. R-Verhältnisse, die zwischen diesen beiden Belastungsarten liegen, sollen in diesem Ansatz über einen linearen Zusammenhang, und zwar der Steigung M , beschrieben werden.

$$M = \frac{\varepsilon_{A,R=-1}}{\varepsilon_{A,R=0}} - 1 \quad (44)$$

$\varepsilon_{A,R=-1}$ ist die Amplitudendehnung mit $R = -1$ und $\varepsilon_{A,R=0}$ die Amplitudendehnung für $R = 0$. Auf Basis der FKM-Richtlinie [42] und Haibach et al. [40] kann die Spannungsamplitude für beliebige R-Verhältnisse errechnet werden. Hierbei wird die Spannungsamplitude für $R = -1$ über folgenden Zusammenhang ermittelt.

$$\sigma_{R=-1} = \sigma \cdot \left[1 + M \cdot \frac{1 + R_i}{1 - R_i} \right] \quad (45)$$

R_i steht für das R-Verhältnis der Spannungsamplitude σ_i . Mit $\sigma_{i,R=-1}$ kann eine neue Spannungsamplitude σ_a für ein beliebiges Belastungsverhältnis R errechnet werden.

$$\sigma_a = \sigma_{R=-1} \cdot \frac{1}{1 + M \cdot \frac{1 + R}{1 - R}} \quad (46)$$

Für den dehnungsbasierten Ansatz wird dieses Vorgehen zur Umrechnung der Amplitudenwerte übernommen.

$$\varepsilon_{R=-1} = \varepsilon \cdot \left[1 + M \cdot \frac{1 + R_i}{1 - R_i} \right] \quad (47)$$

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{R=-1} \cdot \frac{1}{1 + M \cdot \frac{1 + R}{1 - R}} \quad (48)$$

Die Amplitudendehnung ε_a wird in Gleichung (37) für die Grenzdehnung ε_{lim} eingesetzt. Zur Berücksichtigung der Schädigung in 0° und 90° müssen zwei Amplitudenwerte ermittelt werden: ε_{aI} in Faserrichtung (0°) und ε_{aQ} quer zur Faserrichtung (90°).

De Monte et al. [15] erarbeiten spannungsbasierte Wöhlerlinien en 0° und 90° bei unterschiedlichen R-Verhältnissen. Das Ergebnis ist in Abbildung 4-27 dargestellt.

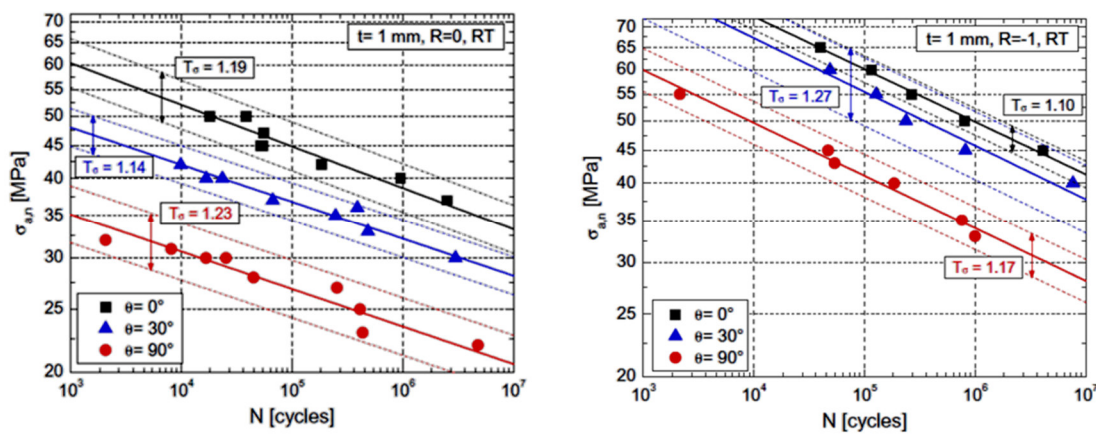


Abbildung 4-27 Links: richtungsabhängige spannungsbasierte Wöhlerlinien bei R=0 [15],
rechts: richtungsabhängige spannungsbasierte Wöhlerlinien bei R=-1 [15].

Aus den Ergebnissen von De Monte et al. kann die Mittelspannungsempfindlichkeit M für die Belastung in beiden Richtungen ermittelt werden (siehe Tabelle 4-2). M_{0° und M_{90° wird für drei Lastzyklen bestimmt und daraus ein Mittelwert gebildet.

	10^4 LZ	10^5 LZ	10^6 LZ	Mittelwert
M_{0°	0,383	0,332	0,282	0,333
M_{90°	0,632	0,529	0,432	0,531

Tabelle 4-2 Mittelspannungsempfindlichkeit M für 0° - und 90° - Faserorientierung.

Die Mittelwerte M_{0° und M_{90° werden für die Mitteldehnungsempfindlichkeit übernommen, da hierfür keine Messdaten zur Verfügung stehen und aus der Literatur keine Werte bekannt sind. Auf Basis dieser Annahme werden die dehnungsbasierten Wöhlerlinien durch unterschiedliche R-Verhältnisse entsprechend Abbildung 4-28 verschoben.

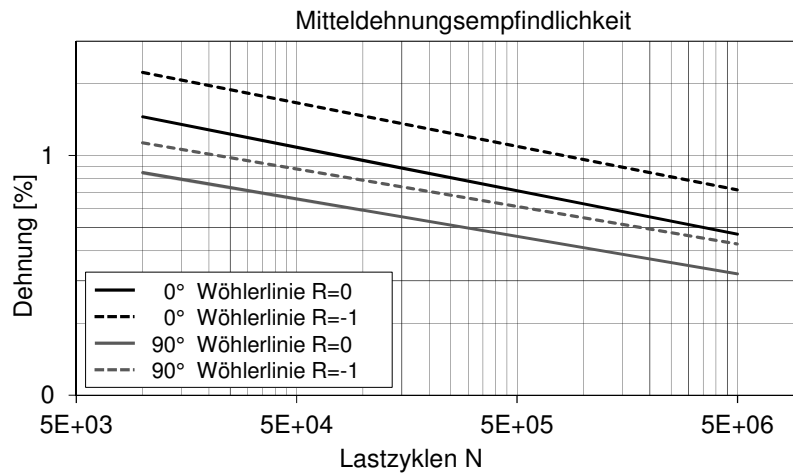


Abbildung 4-28 Dehnungsbasierte 0°-Wöhlerlinie und 90°-Wöhlerlinie mit unterschiedlichen R-Verhältnissen.

Lastkollektive mit unterschiedlichen Amplituden und Belastungsverhältnissen können im dehnungsbasierten Ansatz berücksichtigt werden, indem die aufgebrachten zyklischen Belastungen mithilfe des Rainflow-Zählverfahrens [40] in Blöcke eingeteilt werden (siehe Kapitel 4.3). Jeder Block besteht aus einer Anzahl von zyklischen Belastungen mit gleicher Amplitude und gleichem R-Verhältnis. Für jeden dieser Blöcke wird eine Schädigungsrechnung durchgeführt. Die Addition der Schädigungen ergibt die Gesamtschädigung für das Lastkollektiv.

4.5 Gegenüberstellung der Simulations- und Versuchsergebnisse

In Kapitel 4.2 wurde der im PEP angewandte Ansatz zur Lebensdauerabschätzung von kgfv kunststoffbauteilen beschrieben. Dieser Ansatz wird im aktuellen Abschnitt dem in Kapitel 4.4 erörterten dehnungsbasierten Ansatz sowie Versuchsergebnissen gegenübergestellt. Hierbei findet eine Untersuchung unterschiedlicher Belastungsarten statt, sowohl Zug-Druck-Belastungen als auch Biegebelastungen. Außerdem werden rein schwelende ($R = 0$) und wechselnde ($R = -0,3$) Belastungsverhältnisse betrachtet. Die zugehörigen Versuche des Lenkungsbauteils (Lagerbuchse) sind in Kapitel 4.1.1 beschrieben.

Abbildung 4-29 zeigt die Ergebnisse einer schwelenden Zugbelastung. Mit dem bestehenden Ansatz wird die Lebensdauer deutlich unterschätzt. Dies kann zum einen auf das Nichtberücksichtigen der lokalen Faserausrichtung zurückgeführt werden. Zum anderen passiert dies dadurch, dass das elastoplastische Werkstoffverhalten nicht abgebildet wird. Dies führt zu einer sehr starken Unterschätzung der Lebensdauer im niedrigen Lastwechselbereich. Im Gegensatz dazu kann mit Hilfe des in dieser Arbeit vorgestellten, dehnungsbasierten Ansatzes die Steigung der Wöhlerlinie aus dem Versuch gut beschrieben werden. Die Lebensdauer wird lediglich leicht unterschätzt. Dabei liegt die simulierte Wöhlerlinie jedoch im Streubereich der Versuche.

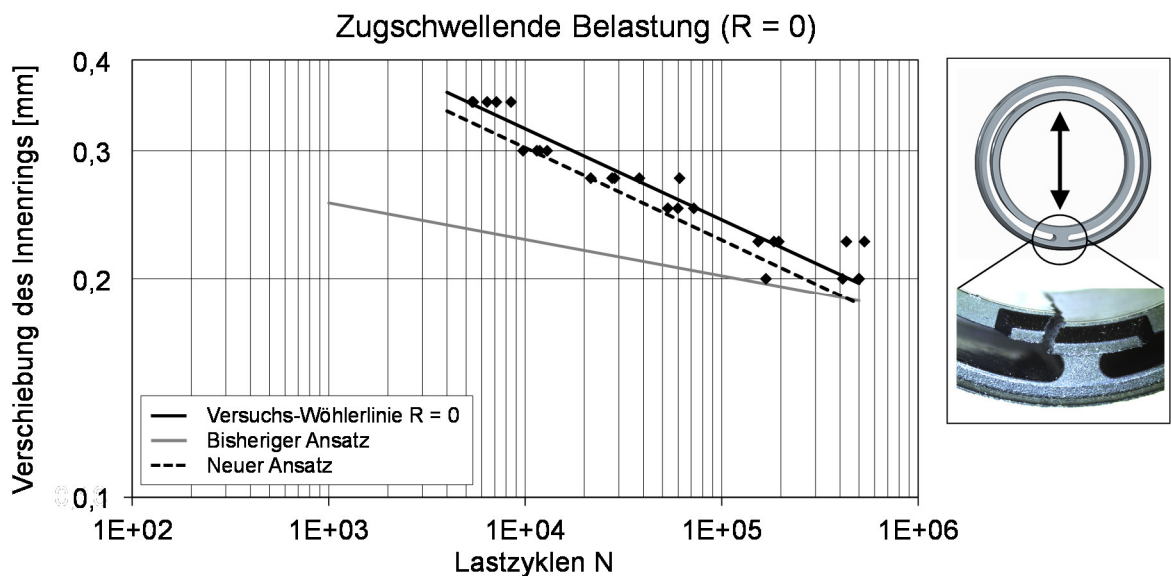


Abbildung 4-29 Gegenüberstellung von Versuchsergebnissen und Simulationsergebnissen mit Zugschwellender Belastung (R = 0).

Mit dem dehnungsbasierten Ansatz kann die Schädigung visualisiert und somit im Bauteil lokalisiert werden (siehe Abbildung 4-30). Die größten Schädigungen in der Simulation treten ebenso im Versagensbereich der Versuche auf. Das Schädigungsbild kann mit dem dehnungsbasierten Ansatz abgebildet werden.

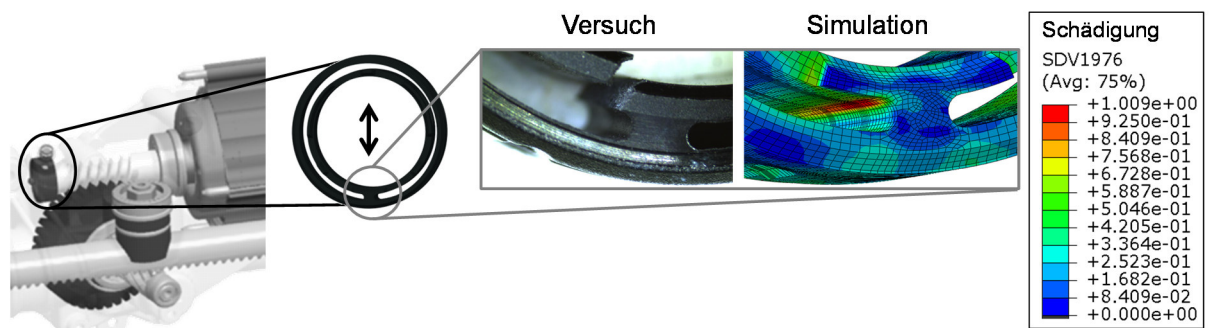


Abbildung 4-30 Bruch der Probe unter Zugbelastung und der simulierte Versagensbereich.

Bei einer wechselnden Zug-Druckbelastung mit $R = -0,3$ wird die Lebensdauer mit dem dehnungsbasierten Ansatz ebenfalls gut prognostiziert, siehe Abbildung 4-31. Wiederum ist nur eine geringe Unterschätzung der Lebensdauer zu erkennen. Die Steigungen der Wöhlerlinien von Versuch und Simulation stimmen jedoch gut überein. Unter Verwendung des herkömmlichen Ansatzes wird hingegen die Lebensdauer stark unterschätzt und die Steigung der Wöhlerlinie ist sehr viel geringer als die der Versuchswöhlerlinien. Der Abstand zur Versuchswöhlerlinie ist bei $R = -0,3$ größer als bei $R = 0$. Dies liegt daran, dass für den bestehenden Ansatz eine spannungsbasierte Wöhlerlinie von Zugprüfstäben mit einem Belastungsverhältnis $R = 0$ zur Bewertung der Beanspruchbarkeit verwendet wird (siehe Kapitel 4.2).

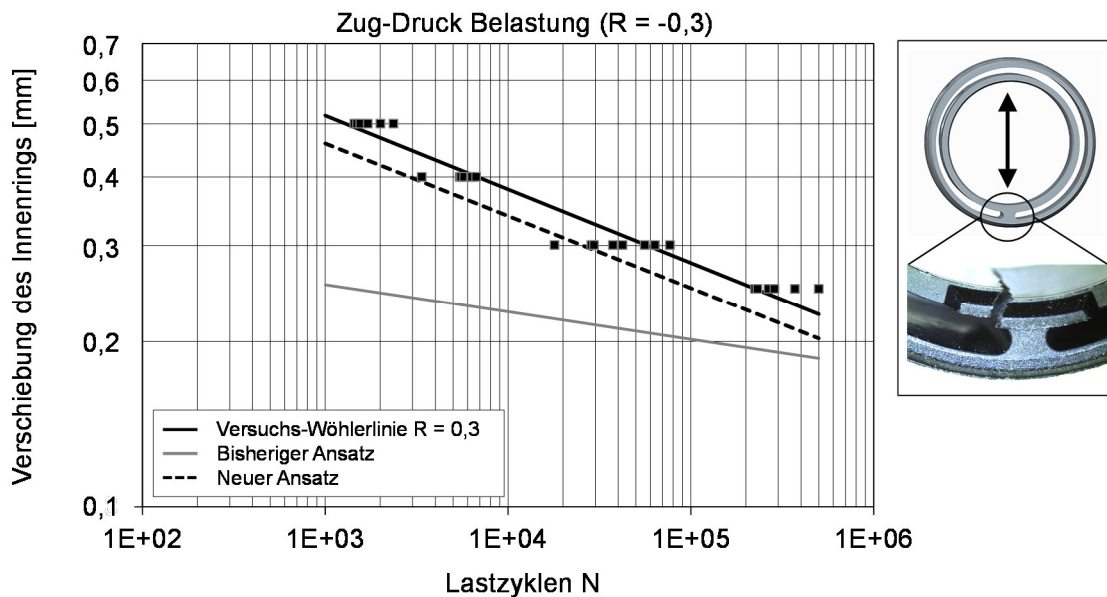


Abbildung 4-31 Gegenüberstellung von Versuchsergebnissen und Simulationsergebnissen mit Zug-Druck Belastung ($R = -0,3$).

Als weiterer Belastungszustand wird eine wechselnde Biegung mit $R = -0,3$ betrachtet, siehe Abbildung 4-32. Hier ist ein sehr großer Abstand zwischen dem Simulationsergebnis des bestehenden Ansatzes und der Versuchswöhlerlinie zu erkennen; es gibt erneut eine starke Unterschätzung der Lebensdauer, wohingegen auch für diese Belastung eine gute Vorhersage mit dem in dieser Arbeit vorgestellten dehnungsbasierten Ansatz erzielt wird.

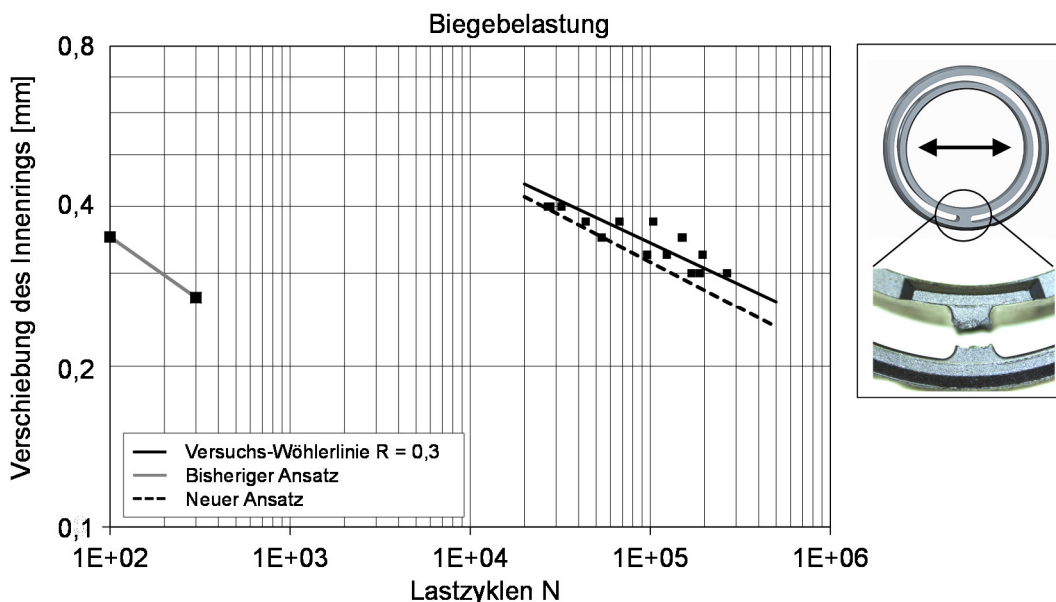


Abbildung 4-32 Gegenüberstellung von Versuchsergebnissen und Simulationsergebnissen mit Biegebelastung ($R = -0,3$).

In Abbildung 4-33 ist der Anriss und der Bruch des Stegbereichs aufgrund der Biegebelastung erfasst. Zudem ist der Ort der Schädigung im Simulationsergebnis abgebildet.

Die Versagensstellen der Lagerbuchsen im Versuch können im Simulationsergebnis des dehnungsbasierten Ansatzes sehr gut lokalisiert werden.

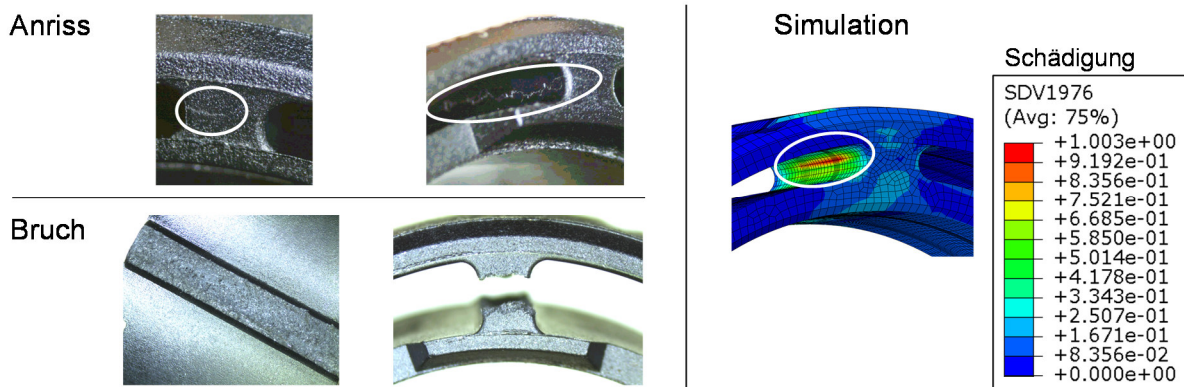


Abbildung 4-33 Rissbildung, Bruch der Lagerbuchse und die Schädigung im Simulationsergebnis.

Zur Evaluierung beider Ansätze werden alle Simulationsergebnisse mit den Versuchsergebnissen verglichen. In Tabelle 4-3 sind die Steigungen der Wöhlerlinien zusammengefasst. Außerdem ist die ermittelte Lastzyklenzahl für den auslegungsrelevanten Bereich der kgfv Kunststoffbauteile in Pkw-Lenkssystemen angegeben, der zwischen $6 \cdot 10^4$ Lz und $5 \cdot 10^5$ Lz liegt. Wieviel Prozent der tatsächlichen Lebensdauer mit den beiden Ansätzen vorhergesagt werden kann, ist ebenfalls aufgelistet.

Parameter \ Ergebnis	Versuche	Bisheriger Ansatz	Vorhersage [%]	Dehnungsbasierter Ansatz	Vorhersage [%]
schwellende Zugbelastung					
Steigung k	7,98	19,91		7,87	
Lastzyklenzahl 1 [N]	60.000	950	1,3	36.500	61
Lastzyklenzahl 2 [N]	500.000	220.000	44	296.000	60
wechselnde Zug-Druckbelastung					
Steigung k	7,34	19,91		7,57	
Lastzyklenzahl 1 [N]	60.000	50	0,06	26.500	44
Lastzyklenzahl 2 [N]	500.000	12.500	2,4	230.000	46
wechselnde Biegebelastung					
Steigung k	6,32	4,19		5,68	
Lastzyklenzahl 1 [N]	60.000	80	0,13	39.500	66
Lastzyklenzahl 2 [N]	500.000	325	0,06	266.000	53

Tabelle 4-3 Gegenüberstellung der Versuchs- und Berechnungsergebnisse zur Bewertung des dehnungsbasierten Ansatzes.

Die Steigungen der Versuchswöhlerlinien werden mit dem dehnungsbasierten Ansatz ausreichend genau vorhergesagt. Bei dem herkömmlichen Ansatz gibt es indes große Abweichungen.

Ebenfalls bestehen umfangreiche Abweichungen zwischen der vorhergesagten und der tatsächlichen Lebensdauer. Aufgrund der unterschiedlichen Steigungen der Wöhlerlinien zwischen Simulation und Versuch sind die Abweichungen bei einer Lastzyklenzahl von $6 \cdot 10^4$ Lz größer als bei $5 \cdot 10^5$ Lz. Ebenfalls beeinflussen die Änderung des R-Verhältnisses und die Biegebelastung die Lastzyklenzahl stark negativ. Der dehnungsbasierte Ansatz kann im Gegensatz dazu die Lebensdauer gut prognostizieren.

4.6 Zusammenfassung und Bewertung der Lebensdauerberechnungen

In diesem Kapitel wurde ein neuer Lebensdauerprüfstand vorgestellt, der das dehnungsbasierte, zyklische Werkstoffverhalten von kgfv Kunststoffen charakterisiert und in seine Berechnungen integriert. Dies findet primär mit faserrichtungsabhängigen Zugprüfstäben statt. Außerdem wurden Bauteilversuche durchgeführt, um simulationsgestützte Ansätze zur Abschätzung der Lebensdauer zu evaluieren.

Eine Erkenntnis aus den Versuchen ist, dass auch bei verschiebungskontrollierten Versuchen während den ersten 50 Lz ein Einklingvorgang zu erkennen ist, der eine starke Kraftabnahme zur Folge hat. Ferner zeigt sich, dass im auslegungsrelevanten Bereich von Lenksystemen elastoplastische Verformungsanteile vorhanden sind. Dieser Anteil wird mit der Abnahme der Belastung geringer. Außerdem können Relaxationseffekte aufgezeigt werden in Form einer kontinuierlichen, geringen Abnahme der mittleren Beanspruchung, die von der Faserrichtung abhängig ist.

Neben dem neuen, dehnungsbasierten Ansatz zur Lebensdauerberechnung für kgfv Kunststoffe wurde auch der herkömmliche Ansatz vorgestellt. Ihre Gegenüberstellung zeigt, dass eine linearelastische, isotrope Beschreibung des Werkstoffverhaltens in der FEM-Berechnung, wie sie aktuell üblich ist, nicht geeignet ist, um die Lebensdauer ausreichend genau abzuschätzen. Die Beschreibung des anisotropen, elastoplastischen Werkstoffverhaltens in der FEM-Berechnung und die Abschätzung der Lebensdauer über Dehnungsgrenzwerte hingegen ermöglichen eine gute Vorhersage der Lebensdauer. Die Abweichungen liegen hier im Bereich der Streuung der Versuche. Zudem können die Stellen des Versagens in der Simulation lokalisiert werden. Weitere Gegenüberstellungen von Versuchsergebnissen und dem dehnungsbasierten Ansatz zur Abschätzung der Lebensdauer von kgfv Kunststoffen zeigen, dass der Einfluss der Mitteldehnungsempfindlichkeit gut abgebildet werden kann. Ein weiterer Vorteil des Ansatzes ist, dass sich die Schädigung bei unterschiedlichen, mehraxialen Belastungen gut abschätzen lässt. Gleichzeitig ist eine geringere Anzahl an Versuchen nötig, die für diesen Ansatz durchgeführt werden müssen, genauer je eine Wöhlerlinie in und eine quer zur Faserrichtung.

5 Stochastische Einflussgrößen auf die Belastung, die Beanspruchung und die Beanspruchbarkeit

In diesem Kapitel werden stochastische Einflussgrößen auf das mechanische Verhalten von kgfv Kunststoffbauteilen mit besonderem Augenmerk auf die Belastung, die Beanspruchung und die Beanspruchbarkeit erörtert. Die Einflussgrößen sind streuende Lasten, streuende Geometrien, und schwankende Prozessparameter bei der Herstellung der Bauteile. Ferner wird thematisiert, woher diese Schwankungen kommen und wie groß deren Einfluss auf das Simulationsergebnis der Bauteile ist.

Im Betrieb des Lenksystems kann die Belastung auf kgfv Kunststoffbauteile aufgrund von geometrischen Schwankungen (Toleranzen) anderer, im Kraftfluss stehender Bauteile variieren. Wie groß deren Einfluss auf das Simulationsergebnis eines kgfv Kunststoffbauteils ist, wird zu Beginn dieses Abschnitts untersucht. Ebenso unterliegen die kgfv Kunststoffbauteile selbst geometrischen Abweichungen aufgrund von Schwindung und Verzug. Wie groß diese Abweichungen im Vergleich zur idealen Geometrie genau sind und was die Konsequenz für die Beanspruchung der Bauteile ist, wird ebenfalls in diesem Abschnitt untersucht. Als dritte Größe werden Herstellungsschwankungen betrachtet und deren Einfluss auf das Werkstoffverhalten und die Beanspruchbarkeit von kgfv Kunststoffen unter quasistatischer und zyklischer Belastung erörtert. Alle stochastischen Einflussgrößen müssen insbesondere bei der Auslegung der Bauteile im PEP mitberücksichtigt werden.

5.1 Stochastik Lasten

Um kgfv Kunststoffbauteile unter Berücksichtigung des Gesamtsystems der Lenkung auslegen zu können, müssen die auf die Bauteile wirkenden Belastungen genau bekannt sein. Fertigungsbedingte Toleranzen und Nachgiebigkeiten der im Kraftfluss der Lenkung verbauten Teile können einen Einfluss auf die Belastungsart und Belastungsrichtung von kgfv Kunststoffbauteilen haben.

Im aktuellen Kapitel soll dieser Einfluss auf das FEM-Berechnungsergebnis anhand eines Beispiels aus der Praxis aufgezeigt werden. Betrachtet wird die Loslagerbuchse (im Folgenden Lagerbuchse genannt), die in einem Schraubradgetriebe eingesetzt wird. Die Beanspruchung der Lagerbuchse konzentriert sich primär auf den Stegbereich (Verbindung zwischen Außen- und Innenring).

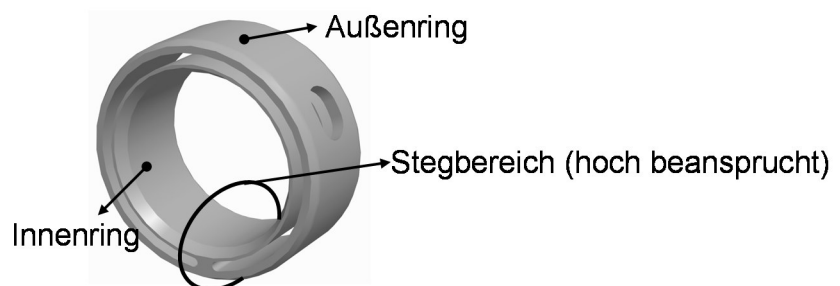


Abbildung 5-1 Aufbau der Lagerbuchse.

Das Schraubradgetriebe, das die elektronische Unterstützung im Lenksystem bereitstellt, ist in Abbildung 5-2 *links* dargestellt. Dieses Getriebe dient zur Anpassung der Drehzahl und des

Drehmoments, das für die Lenkbewegung benötigt wird. Im Getriebe kommen eine Stahlschnecke und ein kgfv Kunststoff-Schraubrad zum Einsatz. Die Verzahnung der Schnecke muss unter einer Vorspannung in Kontakt mit dem Schraubrad stehen, um eine geräuscharme Funktion des Getriebes zu erzielen. Die in dieser Arbeit untersuchte Lagerbuchse hat die Aufgabe, diese Vorspannung in der Montage zu ermöglichen. Aufgrund der Vorspannung der Schnecke ergibt sich bei einer Drehrichtungsänderung des Motors (Lenkbewegung) eine Verschiebung zwischen Innenring und Außenring der Lagerbuchse und der Verbindungssteg wird belastet.

Fertigungsbedingte Toleranzen der Schnecke, des Kugellagers der Schnecke und des Schraubrads führen zu unterschiedlichen Belastungen der Lagerbuchse. Dabei handelt es sich um die in orangener Farbe hervorgehobenen Komponenten in Abbildung 5-2 *links*. Der Einfluss der Toleranzen wird anhand von zwei Messungen überprüft: eine Messung mit Bauteilen, die annähernd genau dem Ist-Maß entsprechen und eine Messung mit größten Abmessungen. Bauteile, die diese Eigenschaften aufweisen, werden der Serienmontage des Lenksystems entnommen.

Die Messungen bestehen aus einer Rechts- und einer Linksdrehung des Lenkrads. Dabei werden die horizontalen- und vertikalen Verschiebungen der Lagerbuchse mit taktilen Wegmessaufnehmern ermittelt (siehe Abbildung 5-2 *rechts*).

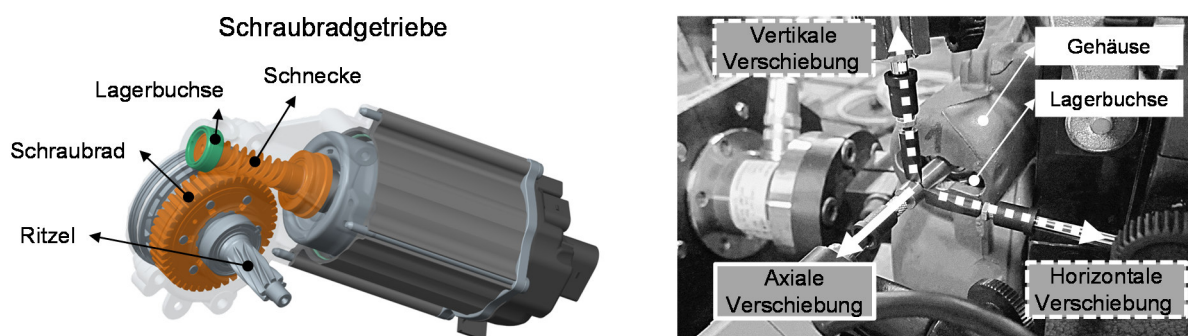


Abbildung 5-2 *links*: Schraubradgetriebe einer elektronischen Unterstützung, *rechts*: Ermittlung der Verschiebungen im Schraubradgetriebe und die daraus resultierende Belastung für die Lagerbuchse.

Die Ergebnisse beider Messungen sind in Abbildung 5-3 *rechts* zu sehen. Die blaue Kurve entspricht der Nominal-Messung und die rote Kurve stellt die Messung mit toleranzbehafteten Bauteilen dar.

Vorausgehende FEM-Berechnungen ergaben, dass bei einer Linksdrehung der Stegbereich stärker belastet wird, da eine überlagerte Zug- und Schubbelastung wirken. Demzufolge wird diese Drehrichtung in den folgenden Berechnungen betrachtet.

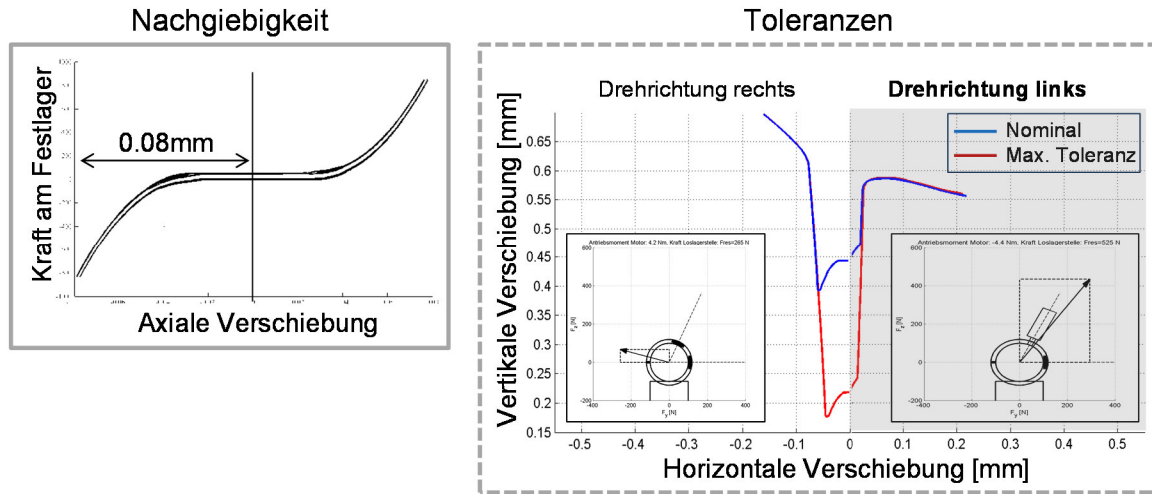


Abbildung 5-3 *Links*: zusätzliche axiale Verschiebung durch Nachgiebigkeit der Stahlbauteile, *rechts*: Einfluss durch Toleranzen im Schraubradgetriebe.

Die Nachgiebigkeiten der Schraubradkomponenten, die bisher in der Auslegung und Berechnung der Lagerbuchse nicht berücksichtigt wurden, führen zu einer zusätzlichen Verschiebung in axialer Richtung. Sie ist in Abbildung 5-3 *links* zu sehen und entspricht für beide Drehrichtungen einem Weg von 0,08 mm.

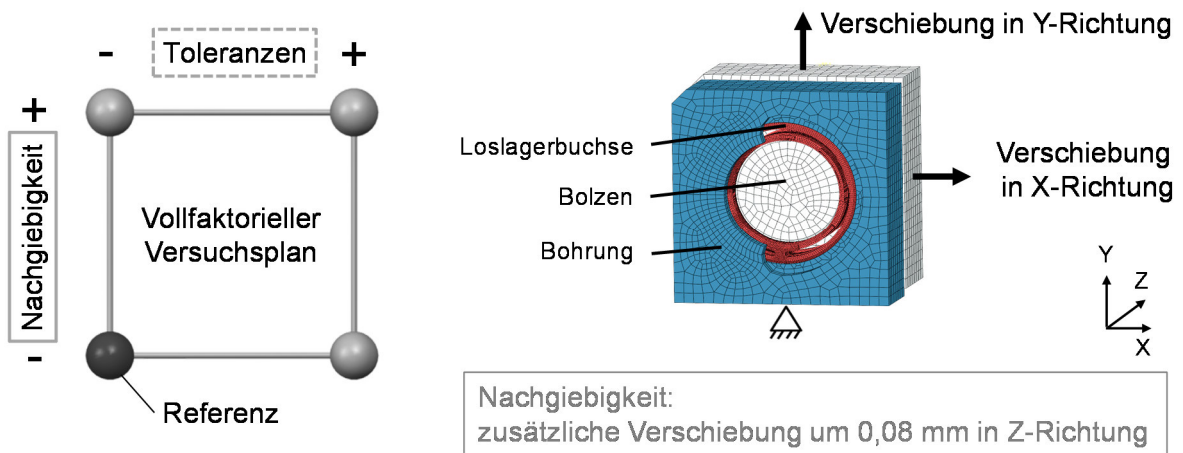


Abbildung 5-4 *Links*: Unterschiedliche Kombinationen der geometrischen Schwankungen, *rechts*: Randbedingungen der FEM-Berechnung.

Im Lenkeinsatz können sich sowohl der Einfluss der Toleranzen als auch die Nachgiebigkeit, einzeln oder überlagert, negativ auf die Beanspruchung der Lagerbuchse auswirken. Deshalb werden in der FEM-Berechnung alle drei möglichen Kombinationen untersucht, was im Sinne der statistischen Versuchsplanung einem vollfaktoriellen Versuchsplan mit zwei Parametern und zwei Stufen entspricht [54] (siehe Abbildung 5-4 *links*). Bei den FEM-Berechnungen wird die Loslagerbuchse über einen Bolzen am Innenring und einer Bohrung für den Außenring positioniert. Das FEM-Modell ist in Abbildung 5-4 *rechts* dargestellt.

5.1.1 Ergebnisse der FEM-Berechnung

FEM-Berechnungen mit unterschiedlichen Lastrandbedingungen werden mit einer Referenzberechnung verglichen. In Abbildung 5-5 ist die Beanspruchung in Form von wahren Dehnungen dargestellt.

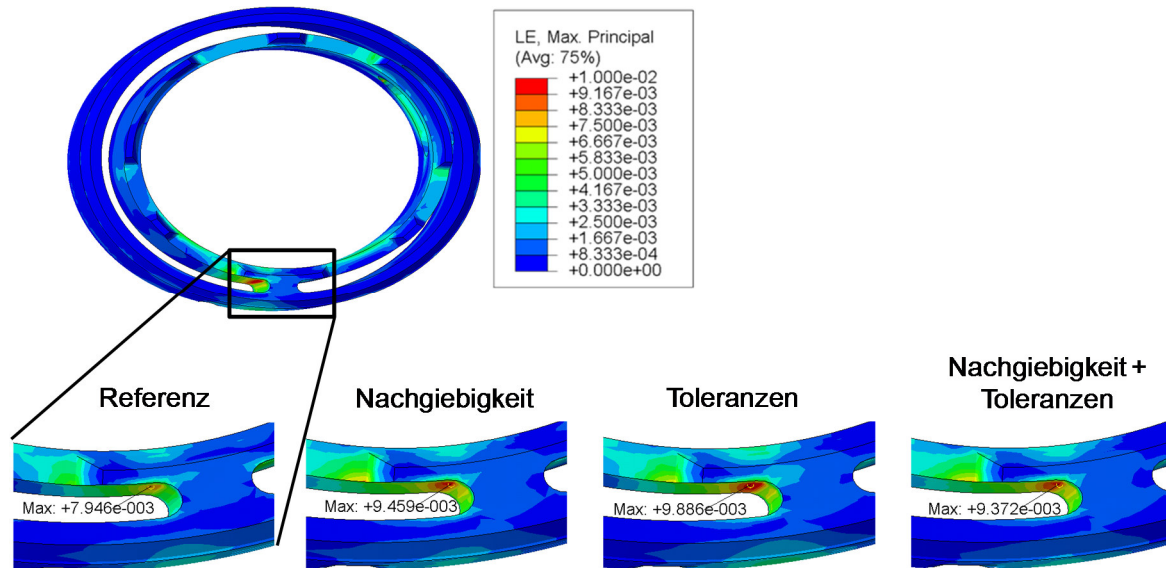


Abbildung 5-5 FEM-Berechnungsergebnisse der Lagerbuchse mit unterschiedlichen Lastrandbedingungen.

Sowohl durch Toleranzen und Nachgiebigkeiten anderer Bauteile als auch durch die Kombination beider Größen, erhöht sich die Dehnung im Stegbereich der Lagerbuchse. Den größten Einfluss auf die Beanspruchung weisen die Toleranzen der anderen Bauteile auf. Eine Kombination aus Nachgiebigkeit und Toleranzen hat den geringsten Einfluss. Die prozentualen Zunahmen der Dehnungen sind in folgender Tabelle aufgeführt.

Modell	Referenz	Nachgiebigkeit	Toleranzen	Nachgiebigkeit+Toleranzen
maximale Dehnung []	0,00759	0,00945	0,00988	0,00937
prozentuale Änderung [%]		+12,35 %	+16,13 %	+11,53 %

Tabelle 5-1 Prozentuale Zunahme der Dehnung im hochbelasteten Bereich der Lagerbuchse durch Belastungsschwankungen.

5.2 Stochastik Geometrie

Neben der Belastung von kgfv Kunststoffbauteilen in Pkw-Lenksystemen kann auch die Geometrie der im Spritzgießverfahren hergestellten Bauteile schwanken. Diese weichen vom CAD-Modell (Computer-Aided-Design-Modell) ab. Die Schwankungen sind vorrangig auf die Molekülerorientierung im Füllvorgang sowie den Verzug und Schwindung der Bauteile während des Abkühlvorgangs zurückzuführen [96]. Die Konsequenz der Schwankungen ist, dass auch die Beanspruchung der Bauteile beeinflusst wird. Dieser Einfluss soll am Beispiel der Lagerbuchse

aufgezeigt werden und es wird eine Sensitivitätsanalyse hinsichtlich der Beanspruchung des Bauteils durchgeführt. Zu diesem Zweck erfolgen FEM-Berechnungen unter Berücksichtigung der geometrischen Abweichungen.

5.2.1 Vermessung der Bauteile

Es werden 40 Bauteile untersucht, davon jeweils 10 aus einer Kavität (siehe Abbildung 5-6). Die Bauteile werden mit einer hochauflösenden Kamera vermessen, die Genauigkeit der Messungen entspricht der zweifachen Pixelgröße der Kamera von $\pm 0,0255$ mm. Mit Hilfe dieser Messungen kann eine Vorauswahl derjenigen Bauteile erfolgen, welche die größten Abweichungen aufweisen. Die optische Vermessung stellt zweidimensionale Ergebnisse zur Verfügung. Eine höhere Genauigkeit kann zudem mithilfe von Computertomographie (CT) Messungen erzielt werden. Ein weiterer Vorteil ist, dass das dreidimensionale CT-Ergebnis der CAD-Geometrie gegenübergestellt werden kann. Die Genauigkeit der Messung entspricht der zweifachen Voxelgröße der Aufnahmen und beträgt $\pm 0,001$ mm.

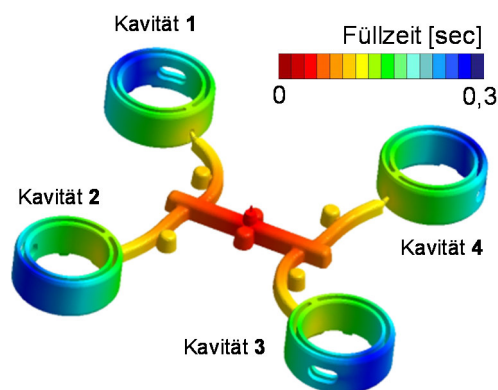


Abbildung 5-6 Darstellung der Fließkanäle und Kavitäten der Lagerbuchse.

Die Lagerbuchse wird primär im Bereich des Verbindungsstegs durch die Auslenkung des Innenrings belastet (siehe Abbildung 5-1). Vier geometrische Größen, welche die Festigkeit im Stegbereich beeinflussen können, werden untersucht.

1. Die Dicke des Innenrings.
2. Der Durchmesser des Innenrings.
3. Die Rundheit des Innenrings.
4. Die Exzentrizität zwischen Innenring und Außenring.

Die ersten drei Größen können einen Einfluss auf die Spannungs- und Dehnungsverteilung im kritischen Bereich (Stegbereich) haben. Die Exzentrizität zwischen Innen- und Außenring kann zudem die Vorspannung des Bauteils im Lenksystem erhöhen.

Um alle vier Größen zu bewerten, werden die Bilder mittels einer Software ausgewertet und Schnittpunkte von vordefinierten Geraden und Kanten der Bauteile bestimmt. Jedem Schnittpunkt wird einem Pixel im Bild zugewiesen (siehe Abbildung 5-7 unten rechts). Mithilfe der Geraden D_1 bis D_4 und den Schnittpunkten mit dem Bauteil, können die Größen Exzentrizität, Rundheit und der Innendurchmesser berechnet werden. Die Dicke des Innenrings ergibt sich aus den Abständen der Schnittpunkte P_1 bis P_4 .

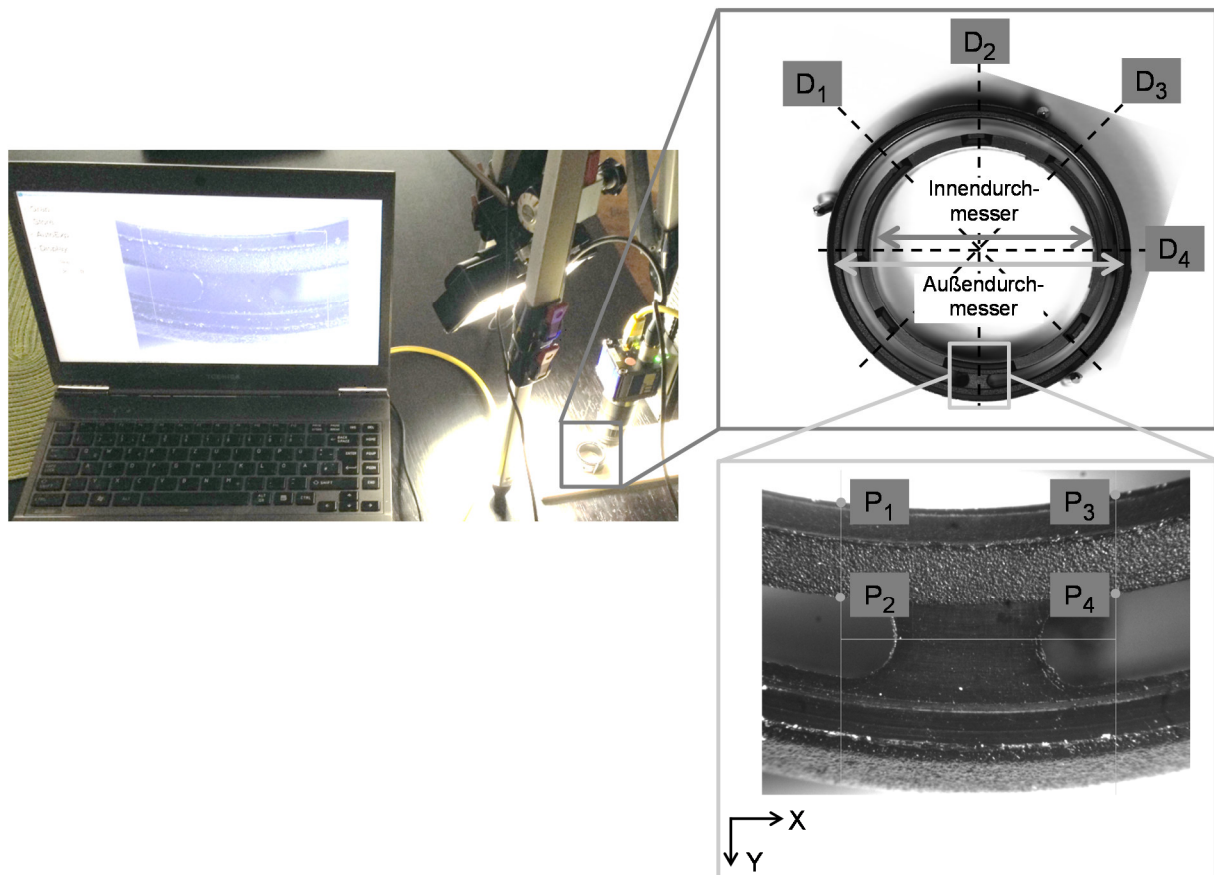


Abbildung 5-7 Messung der Lagerbuchsen mit einer hochauflösenden Kamera zur Bestimmung der geometrischen Abweichungen.

Aus den vier untersuchten Größen sind zwei signifikant und werden für die Sensitivitätsanalyse weiter verwendet: die Exzentrizität zwischen Innen- und Außenring (siehe Abbildung 5-8) und die Dicke des Innenrings. Bei beiden Größen sind die Schwankungen größer als die zulässige Fertigungstoleranz. Der Innendurchmesser des Innenrings und dessen Rundheit weisen hingegen keine relevanten geometrischen Änderungen auf und die Standardabweichungen sind kleiner als die Genauigkeit der optischen Messung. Zudem sind die Schwankungen kleiner als die zulässigen Fertigungstoleranzen.

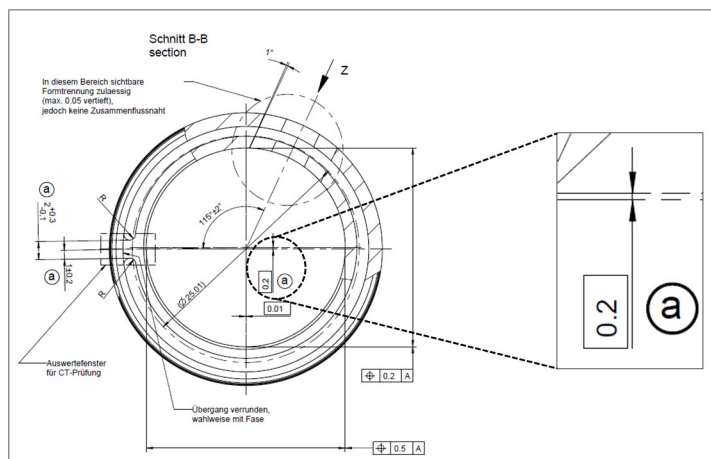


Abbildung 5-8 Exzentrizität der Innenrings gegenüber des Außenrings.

Aus den Messungen ergeben sich geometrische Schwankungen, die in Tabelle 5-2 und Tabelle 5-3 dargestellt sind. Durch die Bildmessungen liegen zweidimensionale Ergebnisse vor. Somit kann als Maß für die Exzentrizität und der Dicke des Innenrings ein skalarerer Wert bestimmt werden.

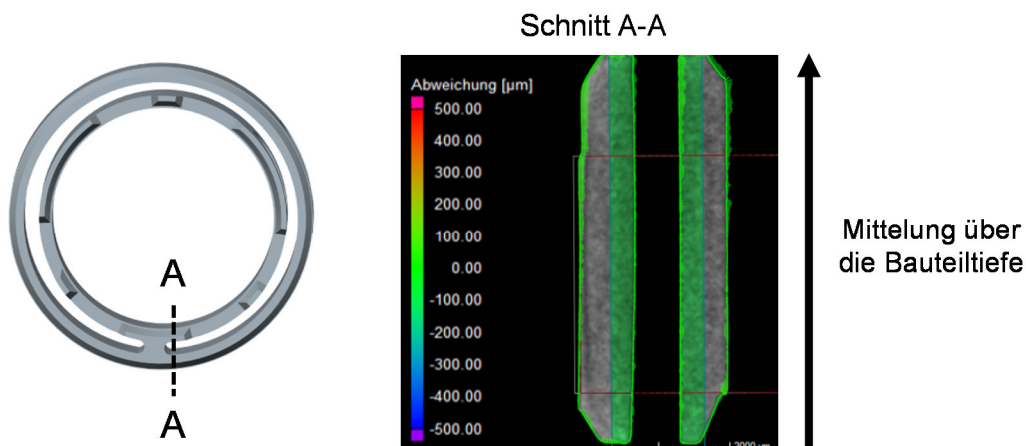


Abbildung 5-9 CT-Aufnahmen zur Überprüfung der Dicke des Innenrings: Mittelung über die Bauteiltiefe.

Bei der CT-Messung muss ein Mittelwert über die Tiefe des Bauteils gebildet werden, da dreidimensionale Messwerte vorliegen. Abbildung 5-9 zeigt dieses Vorgehen am Beispiel der Dicke des Innenrings. Die grün dargestellten Abweichungen werden über die Bauteiltiefe gemittelt. Es zeigt sich, dass insbesondere zwischen Innenring und Außenring deutliche Abweichungen auftreten. Eine graphische Gegenüberstellung der CAD-Geometrie und der realen Geometrie einer Lagerbuchse ist in Abbildung 5-10 dargestellt.

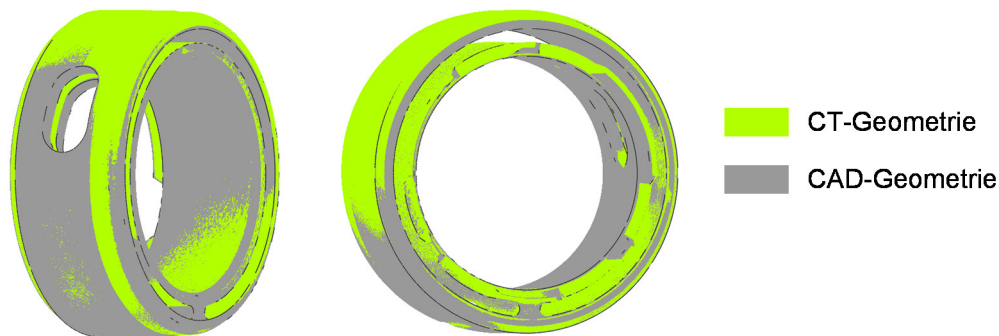


Abbildung 5-10 Geometrische Abweichungen zwischen dem CAD-Modell und der realen Geometrie einer Lagerbuchse.

In Tabelle 5-2 und Tabelle 5-3 sind die Ergebnisse der Bildmessungen und die CT-Ergebnisse aufgelistet. Aufgrund der höheren Genauigkeit werden die Ergebnisse der CT-Messungen bei der FEM-Berechnung verwendet.

		Exzentrizität		
	Lagerbuchse	Sollwert [mm]	Messwerte [mm]	Abweichung [mm]
Bildmessung				
Kleinster Wert	K04B08	$0,2 \pm 0,05$	0,22	0,21
Größter Wert	K01B02		0,43	
CT				
Kleinster Wert	K04B08	$0,2 \pm 0,05$	0,215	0,205
Größter Wert	K01B02		0,405	

Tabelle 5-2 Vergleich von Bildmessungen und CT-Messungen bezüglich der Exzentrizität.

		Dicke des Innenrings		
	Lagerbuchse	Sollwert [mm]	Messwerte [mm]	Differenz [mm]
Bildmessung				
Kleinster Wert	K03B08	$1,28 \pm 0,05$	1,18	0,18
Größter Wert	K02B06		1,36	
CT				
Kleinster Wert	K03B08	$1,28 \pm 0,05$	1,163	0,217
Größter Wert	K02B06		1,380	

Tabelle 5-3 Vergleich von Bildmessungen und CT-Messungen bezüglich der Dicke des Innenrings.

Die Exzentrizität wird in der FEM-Berechnung von 0,2 mm (Referenz) auf 0,405 mm erhöht und bei der Dicke des Innenrings findet eine Änderung von 1,163 mm auf 1,38 mm statt. Das Ausgangsmaß der Dicke entspricht 1,28 mm.

5.2.2 Berücksichtigung geometrischer Schwankungen im FEM-Modell

Die geometrischen Schwankungen werden durch das Verschieben der FEM-Netze in den FEM-Berechnungen mitberücksichtigt. Die Faserausrichtung bleibt für die anisotrope und elastoplastische FEM-Berechnung unverändert. Das entspricht der Annahme, dass die geometrischen Abweichungen primär auf den Verzug und die Schwindung zurückzuführen sind, die während der Abkühlung des Bauteils stattfinden. In Abbildung 5-11 zeigt das Verschieben der Netzgeometrien.

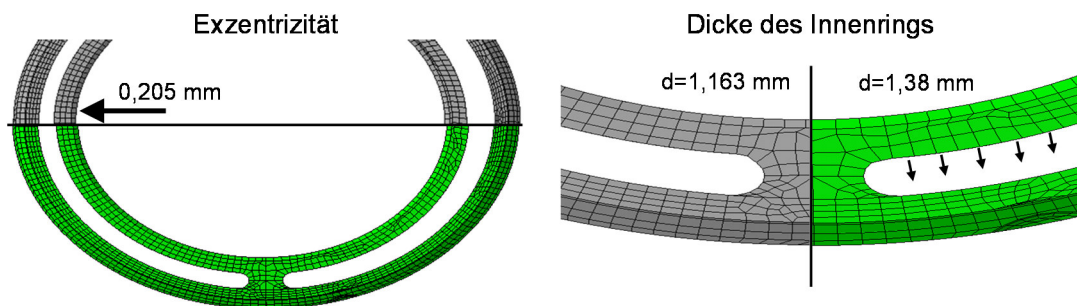


Abbildung 5-11 Links: Änderung der Exzentrizität durch Verschiebung des FEM-Netzes, rechts: Änderung der Dicke des Innenrings.

Das FEM-Modell ist in Abbildung 5-12 mit den Randbedingungen dargestellt. Bei der Positionierung der Lagerbuchse können sich durch die Änderung der Exzentrizität unterschiedliche Vorspannungen ergeben, die potentiell einen Einfluss auf die Beanspruchung im Stegbereich haben. Für alle FEM-Berechnungen wird eine Verschiebung des Bolzens um 1mm in Y-Richtung aufgebracht. Dadurch entsteht eine zusätzliche Zugbelastung im Stegbereich.

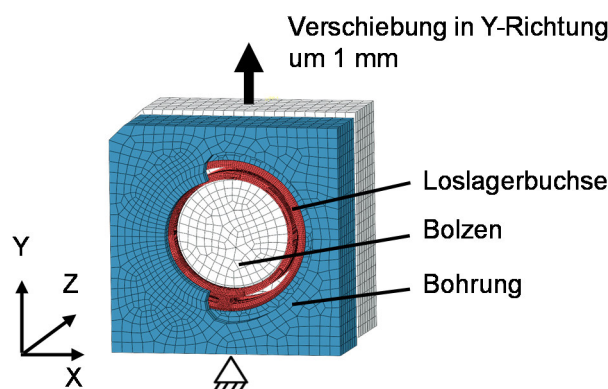


Abbildung 5-12 FEM-Modell: Randbedingungen bei der FEM-Berechnung.

5.2.3 Ergebnisse der FEM-Berechnung

Die veränderten geometrischen Größen haben sowohl bei der Exzentrizität als auch bei der Dickenänderung des Innenrings eine Zunahme der Dehnung im versagensnahen Bereich zur

Folge. Die FEM-Ergebnisse sind für unterschiedliche Exzentrizitäten in Abbildung 5-13 dargestellt. Die Berechnungsergebnisse mit unterschiedlichen Dicken des Innenrings sind in Abbildung 5-14 illustriert. Das Ergebnis mit geringster Dicke (Minimum) weist eine größere Dehnung auf als das Ergebnis mit der Ausgangsgeometrie.

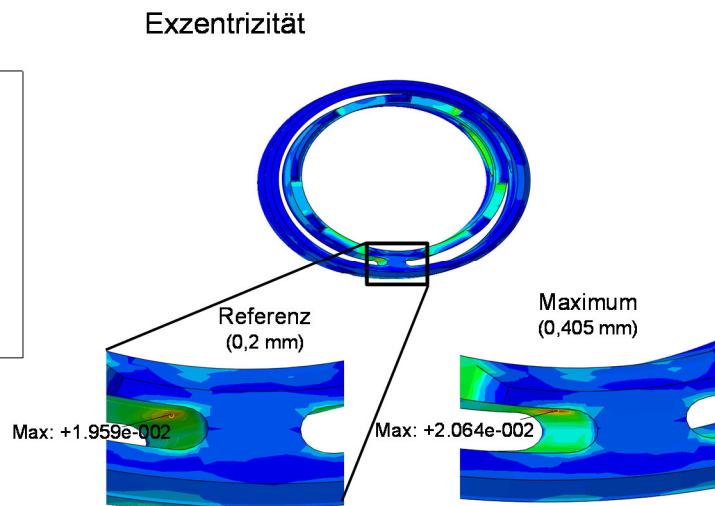


Abbildung 5-13 Ergebnis der FEM-Berechnung durch Änderung der Exzentrizität zwischen Innenring und Außenring.

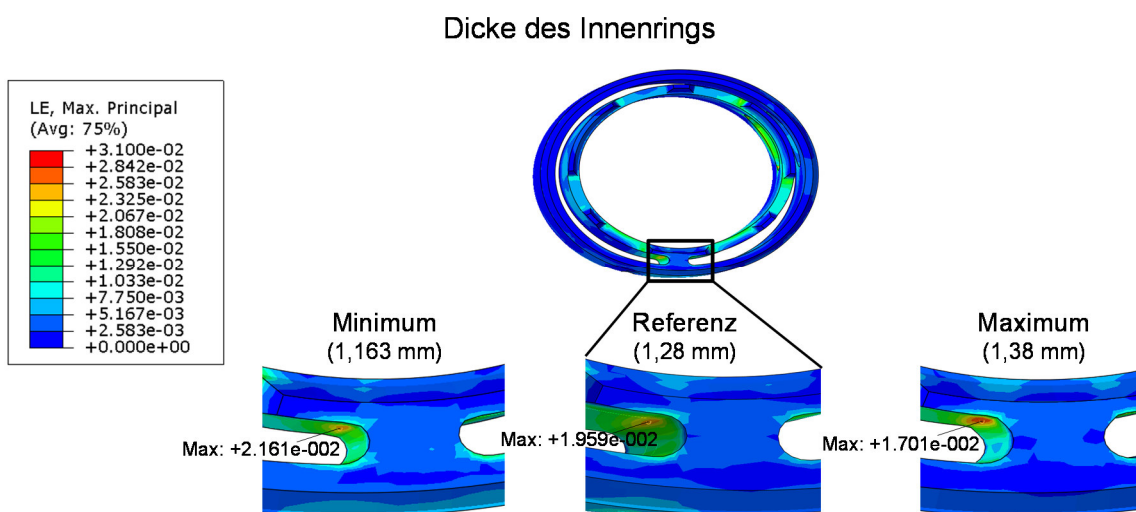


Abbildung 5-14 Ergebnis der FEM-Berechnung durch Änderung der Dicke des Innenrings.

Zusammenfassend sind in Tabelle 5-4 und Tabelle 5-5 die maximalen Dehnungswerte im Stegbereich der Loslagerbuchsen für beide geometrischen Änderungen aufgelistet. Durch die Dickenänderung am Innenring erhöht sich die Dehnung um 10,3 %. Die Änderung der Exzentrizität hat eine Zunahme der Dehnung von 5,35 % zur Folge.

Exzentrizität [mm]	0,2 (Bezug)	0,405
maximale Dehnung [-]	0,0196	0,0206
prozentuale Änderung [%]	-	+5,35 %

Tabelle 5-4 Berechnungsergebnisse mit unterschiedlicher Exzentrizität.

Dicke [mm]	1,163	1,28 (Bezug)	1,38
maximale Dehnung [-]	0,0216	0,0196	0,0170
prozentuale Änderung [%]	+10,3 %	-	-13,2 %

Tabelle 5-5 Berechnungsergebnisse hinsichtlich unterschiedlicher Dicken des Innenrings.

5.3 Stochastik Werkstoff hinsichtlich quasistatischer Belastung

In Feldversuchen von Pkw-Lenkssystemen können Streuungen der mechanischen Eigenschaften von kgfv Kunststoffbauteilen beobachtet werden, die auf den Herstellungsprozess zurückzuführen sind. Insbesondere die Verwendung unterschiedlicher Prozessparameter ist Grund für das Versagen der Bauteile bei hohen quasistatischen Missbrauchslastfällen. Im nachfolgenden Abschnitt werden Prozessparameter identifiziert, die das quasistatische mechanische Werkstoffverhalten und die daraus resultierende Beanspruchbarkeit signifikant beeinflussen. Des Weiteren soll der quantitative Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften ermittelt werden, der durch Prozessschwankungen entsteht.

Anhand eines Serienbauteils aus einem Pkw-Lenkssystem werden zunächst die Grenzen ermittelt, innerhalb derer die Prozessparameter schwanken. Es werden hierbei die Werkzeugtemperatur, die Massetemperatur, die Nachdruckhöhe sowie die Füll- und Nachdruckzeit betrachtet. Aurich zeigt, dass die Werkzeugtemperatur, die Massetemperatur, die Einspritzzeit, die Nachdruckhöhe und deren Wechselwirkungen auf das mechanische Verhalten eines Flachsfaser verstärkten Polypropylens einen Einfluss ausüben [1]. Er variiert die Parameter in sehr großen Bereichen, die nicht einem Serienprozess entsprechen. Aus diesem Grund werden die von Aurich aufgeführten vier Parameter in dieser Arbeit zwar aufgegriffen, aber hinsichtlich der Schwankungen in der Serienfertigung des Lenkungsbauteils untersucht. Außerdem wird die Untersuchung um einen fünften Parameter, die Nachdruckzeit, erweitert. Diese fünf Parameter sind in der Spezifikation zur Herstellung und Montage des Bauteils benannt und Grenzwerte wurden jeweils festgelegt [77].

Um den Einfluss der Prozessschwankungen auf das mechanische Werkstoffverhalten herauszuarbeiten, werden Probekörper mit systematisch variierten Prozessparametern hergestellt. Anhand dieser Probekörper findet die Untersuchung zweier Lastfälle statt: Schub in Faserrichtung und Zugbelastung unter 30° zur Faserrichtung. Die Identifikation der signifikanten Herstellungsparameter erfolgt durch eine Auswertung mittels statistischer Methoden. Daraus wird ein Modell zur Vorhersage der mechanischen Eigenschaften abgeleitet.

Der letzte Teil dieses Kapitels befasst sich mit der Prozess- und Struktursimulation sowie der Fragestellung, ob der Einfluss von Prozessschwankungen auf die mechanischen Eigenschaften auch in der Simulation abgebildet werden kann.

5.3.1 Statistische Methoden

Die statistische Versuchsplanung (Design of Experiments, DoE) ist eine Methode, um Einflüsse von Parametern auf ein System (Zielgröße) [30, 30] unter Ausschluss der Streuungen (Störgrößen), die nicht beeinflusst werden können, zu erkennen.

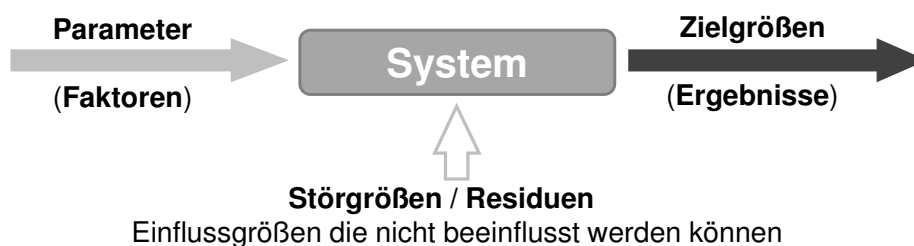


Abbildung 5-15 DoE-Methode: Identifizieren von Effekten von Parametern auf ein System (Zielgröße).

Dabei werden die Parameter systematisch verändert und die Zielgrößen analysiert. Zur Änderung der Parameter gibt es unterschiedliche Modelle, wie beispielsweise den vollfaktoriellen, den teilfaktoriellen oder der D-optimalen Versuchsplan. Vollfaktoriell bedeutet, dass alle möglichen Einstellkombinationen realisiert werden. Im Gegensatz dazu können mit teilfaktoriellen und D-optimalen Versuchsplänen Kombinationen weggelassen werden, wodurch sich der Versuchsumfang reduziert. In Abbildung 5-16 sind die beschriebenen Versuchspläne für drei Faktoren dargestellt. Die jeweiligen +/- Kombinationen der Faktoren spannen den Versuchsraum auf und bilden die Eckpunkte. Ein zusätzlicher Punkt wird berücksichtigt, bei dem alle Parameter im Mittel des Versuchsraumes liegen, um nichtlineare Effekte detektieren zu können.

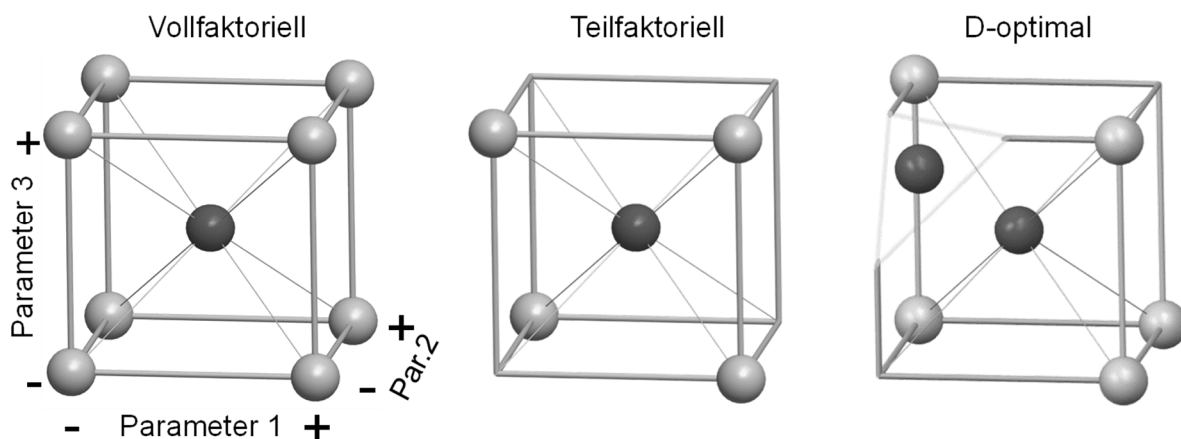


Abbildung 5-16 Unterschiedliche, statistische Versuchspläne.

Die DoE-Methode findet unter anderem Verwendung bei der Herstellung von Kunststoffbauteilen, um den Verzug der Bauteile zu minimieren aber auch mit dem Ziel die Zykluszeiten zu reduzieren [38, 95, 96]. In der vorliegenden Arbeit wird die DoE-Methode eingesetzt, um signifikante Prozessparameter zu identifizieren, die das quasistatische Verhalten eines PA66 GF30 beeinflussen. Ein Vorteil dieser Methode liegt in der Verwendung von reduzierten Versuchsplänen (teilstufige Pläne / D-optimale Pläne), die trotzdem eine statistisch abgesicherte Aussage über signifikante Parameter zulassen.

Auflösung	Eigenschaften
III	Haupteffekte (A, B, und C) sind mit Zweifachwechselwirkungen vermischt (AB, AC, und BC). Dieser Versuchsraum sollte lediglich für Screening-Pläne verwendet werden.
IV	Haupteffekte (A, B, und C) sind mit Dreifachwechselwirkungen vermischt (ABC) und Zweifachwechselwirkungen untereinander. Dieser Versuchsraum kann verwendet werden, um Haupteffekte zu erkennen. Zweifachwechselwirkungen können jedoch nicht detektiert werden.
V	Haupteffekte (A, B, C und D) sind mit Vierfachwechselwirkungen vermischt (ABCD) und Zweifachwechselwirkungen mit Dreifachwechselwirkungen. Dieser Versuchsraum kann ein lineares Verhalten hinreichend beschreiben, inklusive der Haupteffekte und der Zweifachwechselwirkungen.
V+	Haupteffekte (A, B, C und D) sind mit Vierfachwechselwirkungen vermischt (ABCD). Es gibt keine Verbesserung der Genauigkeit der Ergebnisse im Vergleich zu Auflösung V.

Tabelle 5-6 Auflösung der Versuchspläne [80].

Welche Art von Effekten mit dem gewählten Versuchsplan erkannt werden können, ist durch die sogenannte „Auflösung“ des Versuchsplans festgelegt (siehe Tabelle 5-6). Die Auflösung gibt an, welche Effekte aufgrund der Reduzierung des Versuchsplans miteinander vermischt sind. Neben den Haupteffekten können auch sogenannte Wechselwirkungen erkannt werden. Eine Wechselwirkung findet dann statt, wenn der Effekt eines Faktors von der Einstellung eines anderen Faktors abhängt [80].

Um zunächst im ersten Schritt prinzipielle Einflussparameter zu detektieren, wird vorab eine sogenannte Screening-DoE durchgeführt. Es hat das Ziel, die Größe der Effekte zu erfassen und eine erste Erkenntnis über signifikante Parameter zu erzielen. Im vorliegenden Fall kommt ein zweistufiger, teilstufiger Versuchsplan mit der Auflösung IV zum Einsatz, bei dem die Prozessparameter in den gleichen Bereichen variiert werden wie in der anschließenden DoE-Studie (siehe Tabelle 5-7). Parallel dazu werden 30 Zugversuche mit konstanten Herstellparametern gefertigt. Hieraus kann die Grundstreuung σ (Rauschen) abgeleitet werden. Mit diesen Ergebnissen und zwei statistischen Größen, dem α -Risiko und der Trennschärfe $1 - \beta$, kann weiterhin mithilfe eines Hypothesentests die notwendigen Wiederholungsanzahl für jede Parameterkombination abgeschätzt werden [80] (siehe Abbildung 5-17). Der Parameter Δ entspricht dem Effekt auf die Zielgröße.

		$\alpha=10\%$				$\alpha=5\%$				$\alpha=1\%$				
		60%	70%	80%	90%	60%	70%	80%	90%	60%	70%	80%	90%	
2 Stufen	Verhältnis Δ/σ	0.50	30	39	51	70	41	51	64	86	66	79	96	121
		0.75	14	18	23	32	19	23	29	39	31	36	44	55
		1.00	8	11	14	18	11	14	17	23	18	21	26	32
		1.50	5	6	7	9	6	7	9	11	9	11	13	15
		2.00	3	4	4	6	4	5	6	7	6	7	8	10
		2.50	3	3	3	4	3	4	4	5	5	5	6	7
		3.00	2	3	3	3	3	3	4	4	4	5	5	6
		3.50	2	2	3	3	3	3	3	4	4	4	4	5
		4.00	2	2	2	3	3	3	3	3	3	4	4	4

Abbildung 5-17 Wiederholungen pro Faktoreneinstellung nach Sieberts et al. [80].

Das α -Risiko ist der sogenannte statistische Fehler erster Art. Er beschreibt die Wahrscheinlichkeit, eine Größe als signifikant zu bewerten, obwohl sie keinen Einfluss auf die Zielgröße hat. Die Trennschärfe $1 - \beta$ steht für den statistischen Fehler zweiter Art, der das Risiko angibt, eine signifikante Größe als nicht signifikant zu erkennen. In Bezug auf ein aussagekräftiges Ergebnis und einen realisierbaren Versuchsumfang sind folgende Werte sinnvoll: $\alpha = 0,05$ (5%) und $1 - \beta = 0,8$ (80%) [80].

Die Auswertung der DoE-Ergebnisse findet durch eine Varianzanalyse statt, mit dem Ziel, den Einfluss der Parameter (Effekte) einer Zielgröße von der Streuung zu trennen [99]. Die Varianz der Ergebnisse SS (Sum of Square) wird nach Gleichung (49) in die Varianz zwischen den Eckpunkten des Versuchsraumes SS_{Effekt} und der Varianz des Eckpunktes selbst SS_{Fehler} unterteilt.

$$SS = SS_{Effekt} + SS_{Fehler} \tag{49}$$

Über Gleichung (50) sowie der Anzahl der Stufen k zwischen zwei Eckpunkten und den Stufenwiederholungen n kann der sogenannte F-Wert berechnet werden. Mit diesem Wert wird ermittelt, ob sich die Mittelwerte der Eckpunkte signifikant unterscheiden und somit ein Einfluss eines Parameters auf die Zielgröße besteht.

$$F = \frac{\frac{SS_{Effekt}}{k - 1}}{\frac{SS_{Fehler}}{k(n - 1)}} \tag{50}$$

Die Ergebnisse einer DoE-Analyse werden durch zwei Kriterien bewertet, der Irrtumswahrscheinlichkeit (P-Wert) und der Güte des Regressionsmodells. Der P-Wert ist ein Grenzwert, der den F-Wert als wahrscheinlich oder nicht wahrscheinlich festlegt (unter Annahme der Nullhypothese). Mithilfe des P-Wertes kann somit überprüft werden, welche Parameter und Wechselwirkungen die Zielgröße beeinflussen. Der P-Wert ist ein Maß für die Wahrscheinlichkeit, dass der Effekt von Null abweicht. Wenn diese Irrtumswahrscheinlichkeit klein ist ($P < 0,05$),

so kann man annehmen, dass der Parameter für das Regressionsmodell Bedeutung hat [94]. Voraussetzung für die Verwendung des P-Wertes zur Signifikanzaussage ist, dass die Ergebnisse der Zielgröße bei gleichen Herstellparametern normalverteilt sind [80]. Diese Voraussetzung ist sowohl bei der Screening-DoE als auch bei der anschließenden DoE-Studie gegeben. Bei nicht normalverteilten Ergebnissen empfehlen Bourdon et al. [5] für die Verwendung der DoE-Methode bei Spritzgießprozessen für die Signifikanzaussage den Grenzeffekt nach Scheffler zu verwenden [79].

Die Beschreibung der Güte des Vorhersagemodells (Regressionsmodell) erfolgt mithilfe des Bestimmtheitsmaßes R^2 und der Prognosegenauigkeit S_R (Root Mean Square-Error, RMS-Error). Die Standardabweichung, also der Abstand zwischen realem Ergebnis y_i und dem des Regressionsmodells \hat{y}_i , wird als Residuum r_i bezeichnet.

$$r_i = y_i - \hat{y}_i, \quad \text{mit } \hat{y}_i = \text{berechneter Wert an der Stelle } x_i \quad (51)$$

Der RMS-Error repräsentiert die Standardabweichung zwischen dem berechneten und dem realen Ergebnis. Mit diesem Wert kann der Einfluss der Residuen auf die Zielgröße quantifiziert werden [94]. Der Effekt sollte größer sein als zweimal S_R [54]. Der RMS-Error ist ein einheitenbehafteter Wert und muss zur Bewertung der Regression mit dem Wert vorhergehender Untersuchungen verglichen werden.

$$S_R = \sqrt{\frac{1}{FG} \sum_{i=1}^n r_i^2}; \quad FG(\text{Freiheitsgrad des Modells}) = n - p; \quad (52)$$

$$n = \text{Anzahl der Versuche}; \quad p = \text{Anzahl der Parameter}$$

Im Gegensatz dazu kann mithilfe des Bestimmtheitsmaßes R^2 die Güte der Regression [54] unabhängig bestimmt werden. Für einzelne Untersuchungen ist dieses Maß dem RMS-Error vorzuziehen. Das Bestimmtheitsmaß wird wie folgt berechnet.

$$R^2 = \frac{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1,n} (\hat{y}_i - \bar{y})}{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1,n} (y_i - \bar{y})} = \frac{S_{\hat{y}}^2}{S_y^2} \quad (53)$$

$S_{\hat{y}}^2$ ist die Varianz der berechneten Werte und S_y^2 die der Versuchsergebnisse. \bar{y}_i entspricht dem Mittelwert der Versuchsergebnisse. Eine gute Beschreibung der Effekte mithilfe des Regressionsmodells ist gegeben, wenn R^2 größer gleich 0,8 ist [54]. Weiterhin sollte das bereinigte (adjustierte) R^2 nicht mehr als 10 % abweichen [80]. Beim adjustierten R^2 werden nichtsignifikante Parameter ausgeklammert.

Das Programm CORNERSTONE [12] wird bei dieser Untersuchung verwendet, um die DoE-Ergebnisse zu visualisieren und auszuwerten. Die wichtigsten Diagramme werden nachfolgend beschrieben. Der sogenannte *Residuals Probability Plot* ist hilfreich, um R^2 -Werte der Regressionsmodelle zu verbessern. Es wird überprüft, ob die verbleibende Reststreuung (Residuen) normalverteilt ist. Ausreißer, die den R^2 -Wert negativ beeinflussen, können detektiert und ausgeschlossen werden. Außerdem kann überprüft werden, ob eine Transformation der Ergebnisse zu einer Verbesserung des R^2 -Wertes führen.

Wie stark ein Parameter die Zielgröße beeinflusst, kann im *Interaction Graph* erkannt werden. Hier sind die Haupteinflüsse und die Zweifachwechselwirkungen dargestellt. Der *Adjusted Response Graph* kann ein nichtlineares Verhalten zwischen einem Parameter und einer Zielgröße aufzeigen. Hierfür gilt es, die Ergebnisse der Zentralpunkte mit dem Regressionsmodell zu vergleichen. Alle Graphen werden bei der Beschreibung der DoE-Ergebnisse im folgenden Kapitel nochmals aufgegriffen.

5.3.2 DoE-Versuchsreihe

In der vorliegenden Arbeit werden verschiedene Spritzgießparameter bei der Herstellung von Prüfplatten variiert. Die Variation der Parameter orientiert sich an der Herstellung eines Serienbauteils (siehe Tabelle 5-7). Die prozentualen Schwankungen entsprechen der vierfachen Standardabweichung (4σ). Das bedeutet, dass 95,4 % aller Messwerte in diesem Bereich liegen. Ausreißer werden somit nicht berücksichtigt. Alle Prozessparameter und deren Schwankungen sind in Tabelle 5-7 dargestellt. Im Hinblick auf die industrielle Fertigung des Bauteils können im Rahmen dieser Arbeit aber nur die prozentualen Unterschiede veröffentlicht werden.

Prozessparameter	Streuung der Parameter 4σ [%]
Volumenstrom der Masse	16,67
Nachdruck	12,50
Nachdruckzeit	14,29
Massetemperatur	7,41
Werkzeugtemperatur	7,13

Tabelle 5-7 Untersuchte Prozessparameter und deren prozentuale Schwankungen.

Die Schwankungen wurden an zwei Spritzgießmaschinen über einen Zeitraum von 2 Jahren aufgezeichnet. Die Messwerte des Volumenstroms, des Nachdrucks, der Massentemperatur und der Werkzeugtemperatur stammen von Maschine 1. An Maschine 2 werden hingegen die größeren Schwankungen der Nachdruckzeit gemessen. Die Ergebnisse der Maschinen werden getrennt betrachtet, um eine Mischverteilung zu vermeiden. Die Messwerte werden mit einem

Quantil-Quantil-Plot auf Normalverteilung überprüft. Das Bestimmtheitsmaß der linearen Regression des Quantil-Quantil-Plots ist für die Prozessparameter in Tabelle 5-8 abgebildet. Die Annahme einer Normalverteilung der Messwerte ist angemessen.

Prozessparameter	Bestimmtheitsmaß (R ²) der linearen Regression	Maschine	Anzahl der Messwerte
Volumenstrom der Masse	0,9521	1	672
Nachdruck	0,9840	1	672
Nachdruckzeit	0,9958	2	168
Massetemperatur	0,9402	1	648
Werkzeugtemperatur	0,9956	1	672

Tabelle 5-8 Test auf Normalverteilung der betrachteten Messwerte aus der Serienfertigung.

Für die aktuelle Untersuchung wird ein teilfaktorieller Versuchsplan mit der Auflösung V verwendet. Damit können neben dem Einfluss einzelner Parameter auch die Zweifachwechselwirkungen identifiziert werden. Ein Zentralpunkt wird im Versuchsplan ergänzt, um nichtlineare Zusammenhänge zwischen Parameter und Zielgröße zu erkennen. Der Versuchsplan ist in folgender Tabelle dargestellt.

Standardreihenfolge	Parameter				
	Volumenstrom	Nachdruck	Nachdruckzeit	Massetemperatur	Werkzeugtemperatur
Jede Parameterkombination wird dreimal wiederholt					
1	-	-	-	-	+
2	+	-	-	-	-
3	-	+	-	-	-
4	+	+	-	-	+
5	-	-	+	-	-
6	+	-	+	-	+
7	-	+	+	-	+
8	+	+	+	-	-
9	-	-	-	+	-
10	+	-	-	+	+
11	-	+	-	+	+
12	+	+	-	+	-
13	-	-	+	+	+
14	+	-	+	+	-
15	-	+	+	+	-
16	+	+	+	+	+
Einstellung für den Zentralpunkt des DoE-Modells wird fünfmal wiederholt					
17	0	0	0	0	0

Tabelle 5-9 Versuchsplan der DoE-Studie.

Die Prüfplatten werden gemäß des DoE-Plans mit unterschiedlichen Spritzgießparametern hergestellt. Auf die Variation der Werkzeug- und Massetemperatur muss ein besonderes Augenmerk gelegt werden, da durch das Aufheizen und das Abkühlen unterschiedliche Verweilzeiten der Schmelze im Plastifizieraggregat entstehen. Um für jede Parameterkombination konstante Bedingungen zu gewährleisten, werden vorab fünf Prüfplatten gespritzt, die nicht für die Untersuchung verwendet werden. Dies gewährleistet eine immer gleiche Verweilzeit der Schmelze im Plastifizieraggregat, sodass ein möglicher Einfluss auf die mechanischen Werkstoffeigenschaften minimiert wird. Für jede Parameterkombination werden drei Platten produziert, entsprechend ergeben sich insgesamt 53 Testplatten. Aus diesen wird jeweils ein Schubkörper und ein Zugstab herausgefräst (siehe Abbildung 5-18).

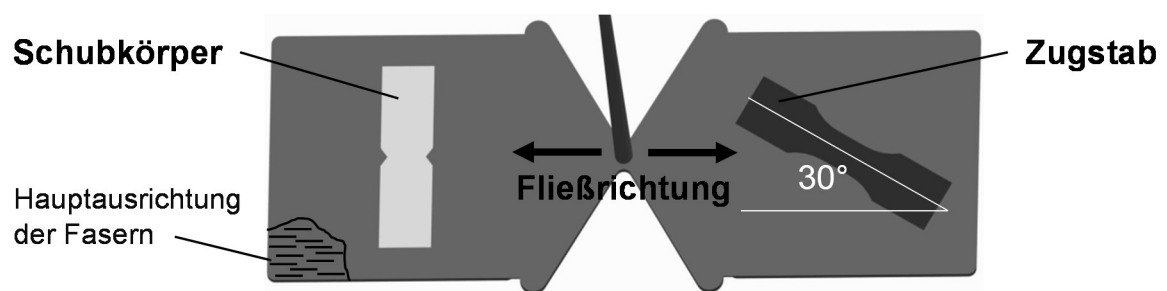


Abbildung 5-18 Spritzgegossene Prüfplatte inklusive Schubkörper und Zugstab.

Die Zugstäbe haben eine Faserorientierung von 30° zur Belastungsrichtung. Die Orientierung wird so gewählt, dass unter einer äußeren uniaxialen Belastung lokal im Werkstoff ein mehraxialer Beanspruchungszustand abgebildet werden kann, der potentiell geometrisch oder belastungsbedingt auch in Lenkungsbauteilen vorkommt. Die Geometrie der Zugproben ist in [2] beschrieben. Der Vorteil gegenüber einer Probe nach DIN EN ISO 527 1A liegt darin, dass bei diesem Probekörper die Dehnung optisch leichter gemessen werden kann, da der Messbereich des Probekörpers breiter und kürzer ist. Neben den Zugversuchen werden Schubversuche durchgeführt, um den Einfluss der Prozessschwankungen auf einen weiteren Beanspruchungszustand zu betrachten. Diese Belastung erzeugt einen rein deviatorischen, gestaltändernden Spannungszustand.

Die quasistatischen Versuche werden auf einer uniaxialen Zugprüfmaschine durchgeführt. Während der Versuche wird die Kraft aufgezeichnet und die Dehnung mit einem optischen Messsystem ermittelt, sodass wahre Spannung- / Dehnungskurven erstellt werden können. In Abbildung 5-19 sind die Zugprüfmaschine sowie exemplarische Dehnungsauswertungen von je einem Schub- und Zugversuch abgebildet. Alle experimentellen Untersuchungen werden bei

einer Raumtemperatur von 23 °C und einer Luftfeuchtigkeit von 50 % durchgeführt. Der Feuchtegehalt der Prüfkörper wurde mittels der Karl-Fischer-Titration ermittelt. Er beträgt zwischen 0,89 % und 1,03 %. Diese Streuung des Feuchtegehalts hat einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Ergebnisse.

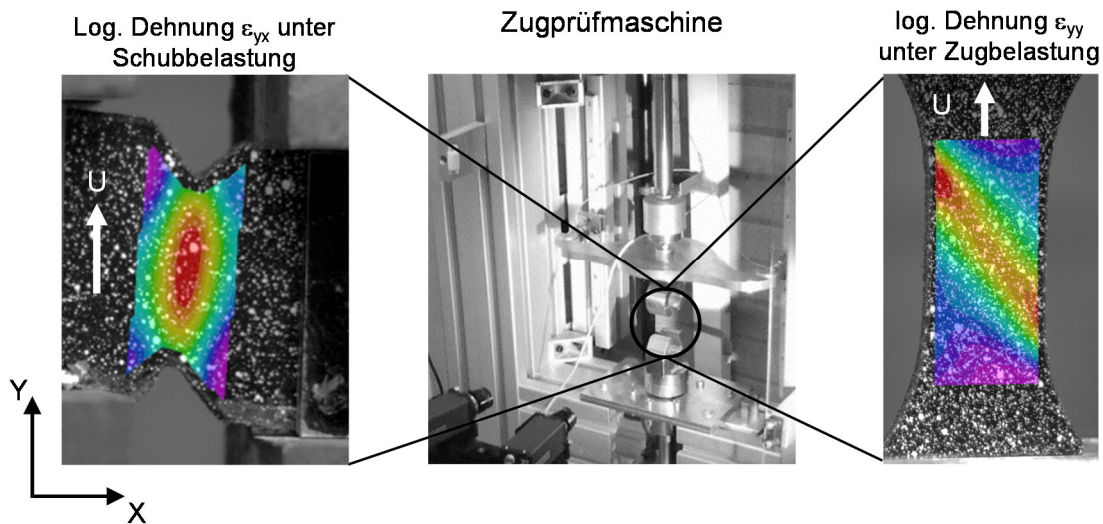


Abbildung 5-19 Prüfmaschine für Schub- und Zugversuche sowie exemplarische optische Dehnungsmessungen.

5.3.2.1 Bewertung der uniaxialen Schub- und Zugversuche

Um den Einfluss schwankender Prozessparameter auf die mechanischen Eigenschaften mithilfe der DoE-Methode zu erfassen, werden drei Zielgrößen im Spannungs-Dehnungsdiagramm betrachtet: die Steifigkeit (Schubmodul und E-Modul), die maximale Spannung σ_{\max} und die dazugehörige Dehnung ϵ_{\max} (siehe Abbildung 5-20 links, Punkt T3 und Abbildung 5-20 rechts, Punkt S3). Im Folgenden wird die maximale Spannung und Dehnung unter Schub sowie unter Zugbelastung vereinfachend als Bruchspannung und Bruchdehnung bezeichnet.

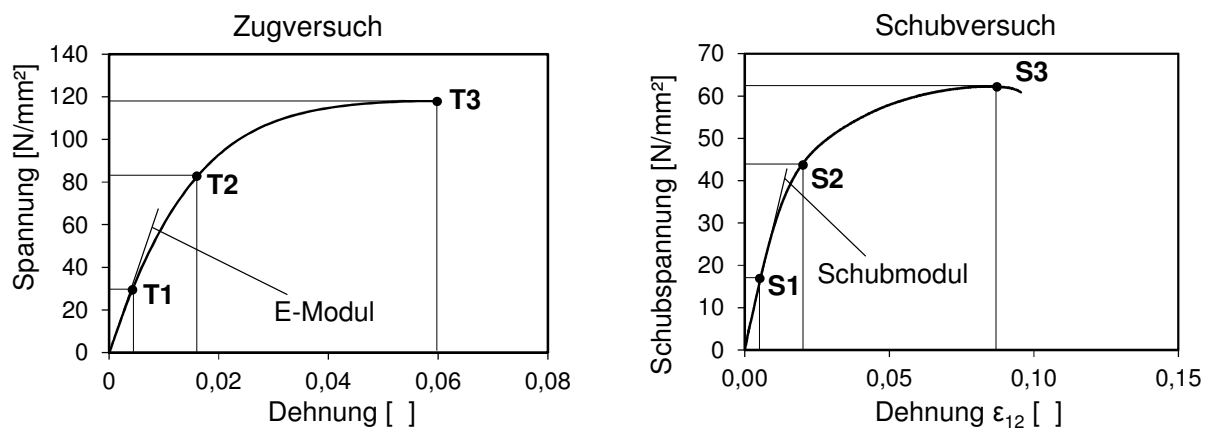


Abbildung 5-20 Auslegungsrelevante Punkte in Spannungs-Dehnungsdiagramm; links: für den Zugversuch, rechts: für den Schubversuch.

Bei der Auslegung von kgfv Kunststoffen in Lenksystemen müssen zwei weitere Lastsituationen berücksichtigt werden: hohe quasistatische Lasten und zyklische Belastungen (siehe Kapitel 2.2). Für beide Lastsituationen werden Grenzwerte aus den quasistatischen Versuchen, entsprechend Oberbach [69] und Ehrenstein [22], definiert (siehe Abbildung 3-1). Die Grenzwerte für hohe quasistatische Lasten (T_1, S_1) sind in Kapitel 3.1 beschrieben und liegen folgender Gleichung zu Grunde.

$$\sigma_{lim,cyclic} = T_2, S_2 = 0,7 * \sigma_{max} \tag{54}$$

Die Grenzwerte für zyklische Belastungen können, auf Basis von quasistatischen Zugversuchen, gemäß Gleichung (55) bestimmt werden.

$$\sigma_{lim,cyclic} = T_2, S_2 = 0,25 * \sigma_{max} \tag{55}$$

In Abbildung 5-20 sind die daraus resultierenden Punkte für den Schubversuch (S1 und S2) sowie den Zugversuch (T1 und T2) im Spannungs-Dehnungsdiagramm dargestellt. Zusätzlich zu den Erkenntnissen aus der DoE, soll an diesen Grenzwerten der Einfluss auf die Spannungen und Dehnungen aufgrund der Prozessschwankungen untersucht werden.

5.3.2.2 Ergebnisse der Screening-DoE

Wie in Kapitel 5.3.1 beschrieben, geht der im nächsten Abschnitt vorgestellten Untersuchung eine reduzierte DoE voraus. Dabei wird ein teilfaktorieller Versuchsplan mit der Auflösung IV mit einem Umfang von 32 Versuchen verwendet. Das Ziel ist es, signifikante Parameter zu erkennen. Aus Gründen der Übersichtlichkeit werden hier nur die Ergebnisse und die daraus gewonnenen Erkenntnisse vorgestellt. Signifikante Prozessparameter können für die Bruchspannung und Bruchdehnung unter Zug sowie für die maximale Spannung unter Schub identifiziert werden (siehe Abbildung 5-21). Die Steifigkeit ist für beide Belastungen hingegen unbeeinflusst.

		Zielgrößen					
		Zugmodul	Bruchspannung	Bruchdehnung	Schubmodul	max. Spannung	max. Dehnung
Herstellparameter	Volumenstrom						
	Nachdruckhöhe						
	Nachdruckzeit						
	Massetemperatur						
	Werkzeugtemperatur						

signifikant
nicht signifikant

Abbildung 5-21 Ergebnis der Screening-DoE. Darstellung signifikanter Herstellparameter als Gegenüberstellung der Zielgrößen.

In Tabelle 5-10 sind alle notwendigen Größen aufgelistet, um den Versuchsumfang der DoE-Studie abzuschätzen. Der gemessene Effekt entspricht dem Ergebnis der Screening-DoE und die Standardabweichung wird mithilfe der 30 beschriebenen Zugversuche bestimmt. Aus diesen Werten ergibt sich eine Wiederholung von drei Versuchen pro Parameterkombination.

Risiko	α	0,05
Trennschärfe	$1-\beta$	0,8
gemessener Effekt		
Zugspannung	Δ	18,740 N/mm ²
Standardabweichung		
Zugspannung	σ	5,034 N/mm ²
Verhältnis		
	Δ/σ	3,72

Tabelle 5-10 Bewertung des Versuchsumfangs.

5.3.2.3 DoE-Ergebnisse

Basierend auf dem DoE-Plan in Tabelle 5-9 werden im nachfolgenden Abschnitt die Ergebnisse der Schubversuche und anschließend die der Zugversuche vorgestellt.

Regressionsanalyse der Schubversuche in Faserrichtung

In Tabelle 5-11 sind die P-Werte der Parameter und der Wechselwirkungen für die Zielgrößen Schubmodul, Bruchspannung und Bruchdehnung aufgeführt. Für die beiden letzteren ergeben sich signifikante Prozessparameter, wohingegen das Schubmodul unbeeinflusst ist.

Parameter	P-Werte	Schubmodul	Bruchspannung unter Schub	Bruchdehnung unter Schub
Volumenstrom	0,12	0,12	1,5E-05	0,015
Nachdruck	0,86	0,86	3,9E-04	0,25
Nachdruckzeit	0,26	0,26	2,4E-05	0,690
Massetemperatur	0,01	0,01	1,8E-08	2,3e-08
Werkzeugtemperatur	0,01	0,01	8,1E-07	2,0e-07
Zweifach- wechselwir-	Nachdruckzeit · Volumenstrom	0,06	1,3E-04	0,731
	Nachdruck · Werkzeugtemperatur	0,76	5,8E-04	0,726
	Massetemperatur · Nachdruckzeit	0,27	1,9E-02	0,613
	Massetemperatur · Werkzeugtemp.	0,01	4,7E-08	1,3e-04

Tabelle 5-11 P-Werte für die Zielgrößen Schubmodul und Bruchspannung.

Dieses Ergebnis wird durch das Bestimmtheitsmaß (R^2) des Regressionsmodells von 0,16 ($\leq 0,8$) bestätigt (Tabelle 5-12). Bei der Bruchdehnung gibt es signifikante Prozessparameter,

jedoch ist das Bestimmtheitsmaß von 0,576 ebenfalls kleiner 0,8 und es kann somit keine abgesicherte Aussage getroffen werden. Außerdem ist es möglich, dass ein weiterer Parameter Einfluss auf die Bruchdehnung nimmt, der nicht als Einflussgröße der DoE definiert ist.

Im Gegensatz zum Schubmodul und der Bruchdehnung kann für die Bruchspannung ein Einfluss der Prozessparameter erkannt werden. Alle untersuchten Prozessparameter beeinflussen die Bruchspannung in Form vom Einzelparametern und Wechselwirkungen. Zusätzlich ist das Regressionsmodell in der Lage, den Einfluss der Parameter mit einer Güte von über 0,08 ($R^2 = 0,802$) zu beschreiben (siehe Tabelle 5-12).

	Schubmodul	Bruchspannung	Bruchdehnung
Bestimmtheitsmaß R^2	0,165	0,802	0,576
adjustiertes R^2	0,108	0,759	0,508
RMS Error	437,960 [N/mm ²]	1,522 [N/mm ²]	6,6e-3 []

Tabelle 5-12 Das Bestimmtheitsmaß (R^2), das adjustiertes Bestimmtheitsmaß und der RMS-Error für die Zielgrößen Schubmodul, Bruchspannung und Bruchdehnung.

Die nachfolgende Abbildung 5-22 legt die Variation der Bruchspannung dar. Hier sind in einem Interaction Graph die Schwankungen der Schubspannung über die Änderungen der Prozessparameter aufgetragen. Zusätzlich sind die Zweifachwechselwirkungen dargestellt (Minimal-, Mittel- und Maximal-Werte).

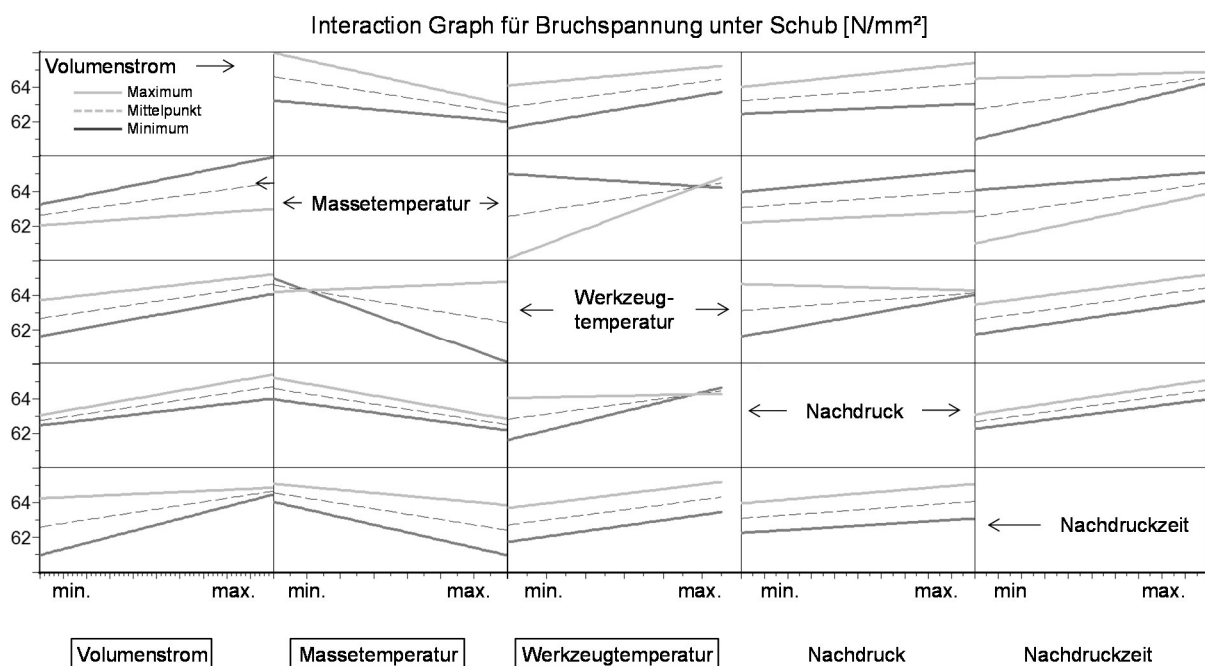


Abbildung 5-22 Interaction Graph für die Bruchspannung unter Schub.

In Abbildung 5-22 ist zu erkennen, dass der Volumenstrom, die Massetemperatur und die Werkzeugtemperatur die Bruchspannung stark beeinflussen. Der Nachdruck und die Nachdruckzeit sind hingegen geringere Einflussfaktoren. Der größte Einfluss zeigt sich bei der Wechselwirkung aus der Massetemperatur und der Werkzeugtemperatur. Hier variiert die Schubspannung um 4,5 N/mm². Das entspricht einer Änderung von 13,5 % und ist damit größer als der zweifache RMS-Error aus Tabelle 5-12.

Regressionsanalyse der Zugversuche 30° zur Faserausrichtung

Bei den Zugversuchen unter 30° Faserausrichtung werden ebenfalls drei Zielgrößen untersucht: der E-Modul, die Bruchspannung und die Bruchdehnung. In Tabelle 5-13 sind die P-Werte der signifikanten Einflussgrößen und die Zweifachwechselwirkungen dargestellt. Vor allem der Volumenstrom und die Temperatur der Masse sowie deren Wechselwirkungen mit anderen Parametern können als entscheidende Größen bezüglich der Bruchspannung identifiziert werden. Die Zweifachwechselwirkungen weiterer Parameter sind ebenfalls signifikant.

Parameter	P-Werte	E-Modul	Bruchspannung unter Zug	Bruchdehnung unter Zug
Volumenstrom		0,88	0,017	5,4e-4
Nachdruck		0,01	0,067	0,850
Nachdruckzeit		0,86	0,183	7,6e-3
Massetemperatur		0,58	0,023	0,020
Werkzeugtemperatur		0,53	0,076	0,005
Zweifachwechselwirkung	Massetemperatur · Volumenstrom	0,48	0,029	0,618
	Volumenstrom · Werkzeugtemperatur	0,87	0,031	0,654
	Nachdruck · Werkzeugtemperatur	0,03	0,0003	0,866
	Massetemperatur · Nachdruckzeit	0,82	0,017	0,329
	Nachdruckzeit · Werkzeugtemperatur	0,43	0,034	6,2e-3
	Werkzeugtemperatur · Massetemp.	0,90	0,011	0,818

Tabelle 5-13 P-Werte für die Zielgrößen E-Modul, Bruchspannung und Bruchdehnung.

Kein Prozessparameter hat einen Einfluss auf den E-Modul. Auch eine Korrelation mit den Prozessschwankungen ist nicht erkenntlich. Dies trifft ebenfalls auf die Bruchdehnung zu. Die Bestimmtheitsmaße liegen in beiden Fällen unter 0,8, was in Tabelle 5-14 deutlich wird. Das Bestimmtheitsmaß der Bruchspannung ist hingegen größer als 0,8. Somit kann eine Korrelation mit den Prozessparametern mit einem linearen Regressionsmodell beschrieben werden. Dieses Modell wird im nächsten Abschnitt anhand einer weiteren Untersuchung validiert.

	E-Modul	Bruchspannung unter Zug	Bruchdehnung unter Zug
Bestimmtheitsmaß R^2	0,387	0,912	0,5405
adjustiertes R^2	-0,071	0,825	0,458465
RMS Error	822,05 [N/mm ²]	1,33 [N/mm ²]	0,0050017 []

Tabelle 5-14 Das Bestimmtheitsmaß (R^2), das adjustiertes Bestimmtheitsmaß und der RMS-Error für die Zielgrößen E-Modul, Bruchspannung und Bruchdehnung unter Zug.

Die Massetemperatur und der Volumenstrom haben den größten Einfluss auf die Bruchspannung. Beide Parameter und deren Wechselwirkung sind in Abbildung 5-23 zu sehen. Die Wechselwirkungen der übrigen Parameter weisen nur einen geringen Einfluss auf die Bruchspannung aus.

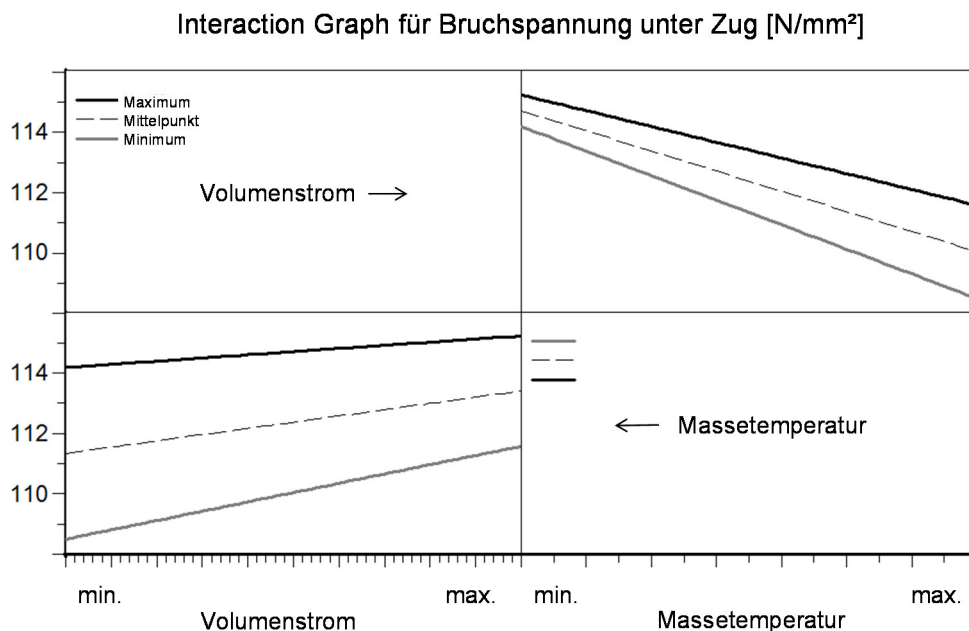


Abbildung 5-23 Interaction Graph für die Bruchspannung unter Zug und den Parametern Volumenstrom und Massetemperatur.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass die Variation der Prozessparameter auf die Steifigkeit keinen Einfluss hat. Bei den Bruchspannungen unter Schub- und Zugbelastung können jedoch signifikante Einflüsse detektiert werden. Eine weitere Erkenntnis ist, dass die Einflüsse unter einem mehraxialen Beanspruchungszustand, wie er bei der Belastung unter 30° zur Faserausrichtung auftritt, mehr als doppelt so groß sind. Diese Erkenntnis ist insbesondere für die Auslegung von Lenkungsbauteilen von großer Bedeutung, da Bauteile aufgrund der komplexen Geometrie unabhängig vom äußeren Belastungszustand mehraxialen Beanspruchungen unterliegen.

Nichtlineare Zusammenhänge bei Zugbelastungen können für die untersuchten Bereiche der Prozessparameter nicht erkannt werden. Dies geht aus dem Adjusted Response Graph hervor, der in Abbildung 5-24 dargestellt ist. Die Versuchsergebnisse mit Mittenwerten liegen in guter Näherung auf der Geraden des Regressionsmodells. Für die Ergebnisse unter Schubbelastung können ebenfalls keine nichtlinearen Zusammenhänge erkannt werden.

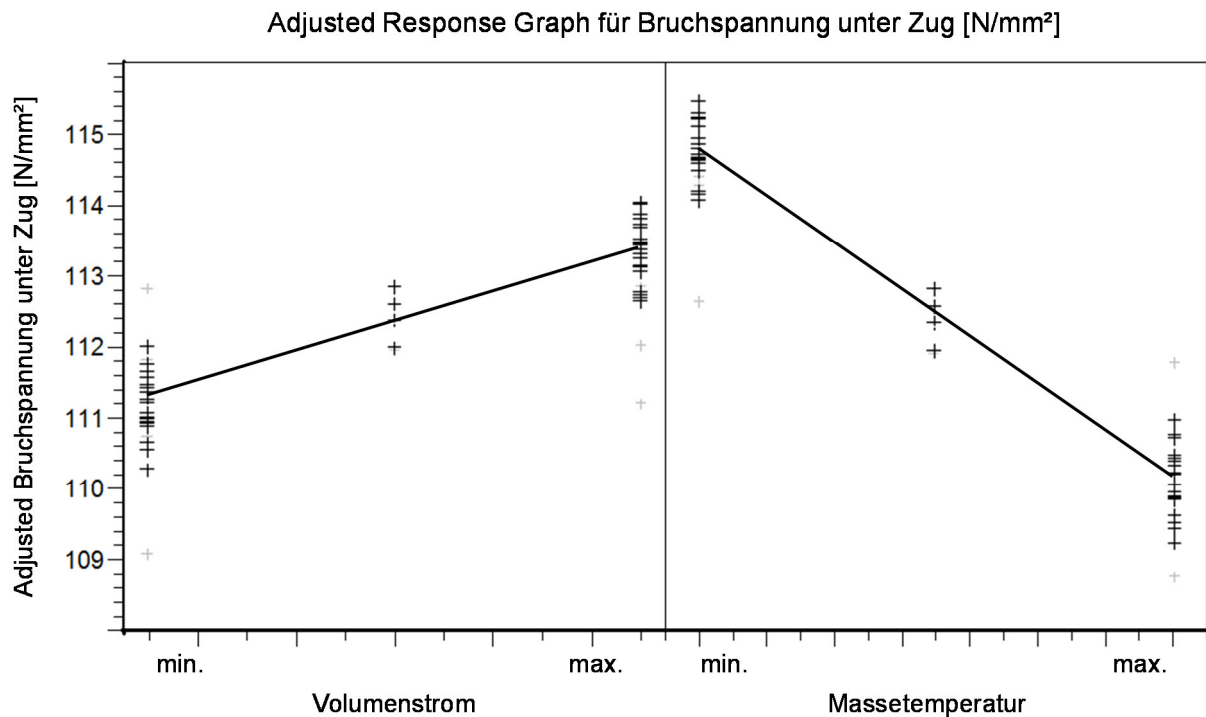


Abbildung 5-24 Adjusted Response Graph für Bruchspannung unter Zug [N/mm²].

Die Ergebnisse der beiden DoE-Untersuchungen bestätigen die Berücksichtigung der fünf Prozessparameter sowie das verwendete DoE-Modell, mit dem auch die Zweifachwechselwirkungen erkannt werden können.

5.3.2.4 Evaluierung des Regressionsmodells

Das Regressionsmodell der Zielgröße Bruchspannung unter Zug soll validiert werden, um die Erkenntnisse der DoE-Studie zu bestätigen. Hierfür werden zwei Parameterkombinationen der Prozessparameter mithilfe des Regressionsmodells berechnet, die folgende Kriterien erfüllen: Prozessparameter, bei denen der Werkstoff eine hohe Bruchspannung (max.) aufweist und eine Parameterkombination die eine niedrige Bruchspannung (min.) zur Folge hat. Das lineare Regressionsmodell ist in Gleichung (56) beschrieben und die Parametereinstellungen sind in Abbildung 5-25 und Abbildung 5-26 dargestellt.

$$\hat{y} = c_0 + \sum_{i=1}^n c_i \cdot x_i + \sum_{i=1}^{n-1} \sum_{j=i+1}^n c_{ij} x_i x_j + r \quad (56)$$

c_0 , c_i und c_{ij} sind die Modellvariablen, x_i und x_j sind die Faktoren und r steht für das Residuum.

$$\begin{aligned} \text{Bruchspannung} = & 888,49481 - 2,49925 \cdot \mathbf{a} + 0,04007 \cdot \mathbf{b} + 14,42429 \cdot \mathbf{c} - 3,32468 \cdot \mathbf{d} \\ & - 6,76325 \cdot \mathbf{e} + 5,918e-004 \cdot \mathbf{a} \cdot \mathbf{b} - 0,10889 \cdot \mathbf{a} \cdot \mathbf{c} \\ & + 0,017979 \cdot \mathbf{a} \cdot \mathbf{d} - 0,028638 \cdot \mathbf{a} \cdot \mathbf{e} + 2,03865e-003 \cdot \mathbf{b} \cdot \mathbf{c} \\ & + 2,39587e-004 \cdot \mathbf{b} \cdot \mathbf{d} - 1,69127E-003 \cdot \mathbf{b} \cdot \mathbf{e} \\ & - 0,044517 \cdot \mathbf{c} \cdot \mathbf{d} + 9,55040e-003 \cdot \mathbf{c} \cdot \mathbf{e} + 0,031017 \cdot \mathbf{d} \cdot \mathbf{e} \end{aligned}$$

a = Volumenstrom	c = Nachdruckzeit	e = Werkzeugtemperatur
b = Nachdruck	d = Massetemperatur	

Abbildung 5-25 Regressionsmodell für die Zielgröße Bruchspannung unter Zugbelastung.

<p>maximale Bruchspannung = 123,5 N/mm²</p> <p>Volumenstrom = ↑ (min.)</p> <p>Nachdruck = ↑ (max.)</p> <p>Nachdruckzeit = ↑</p> <p>Massetemperatur = ↓</p> <p>Werkzeugtemperatur = ↑</p>	<p>minimale Bruchspannung = 103,1 N/mm²</p> <p>Volumenstrom = ↓</p> <p>Nachdruck = ↓</p> <p>Nachdruckzeit = ↓</p> <p>Massetemperatur = ↑</p> <p>Werkzeugtemperatur = ↓</p>
--	--

Abbildung 5-26 Parameterkombinationen für maximale und minimale Bruchspannung unter Zugbelastung.

Mit diesen Parameterkombinationen werden Prüfplatten hergestellt, Zugstäbe unter 30°-Faserorientierung gefräst und uniaxial belastet. Für beide Chargen (min. und max.) gibt es jeweils 15 Zugversuche. Die Ergebnisse der Versuche sind in Abbildung 5-27 dargestellt. Außerdem ist der Bereich, in dem die Spannungs-Dehnungskurven der DoE-Studie aus Kapitel 3.2.2 liegen, grau markiert.

Die Bruchspannung kann durch unterschiedliche Prozessparameter gezielt beeinflusst werden. Mithilfe des Regressionsmodells werden Prozessparameter identifiziert, die jeweils niedrige und hohe Bruchspannungen erzielen. Die Streubreite ist vergleichbar mit den DoE-Ergebnissen, wie Abbildung 5-27 zeigt.

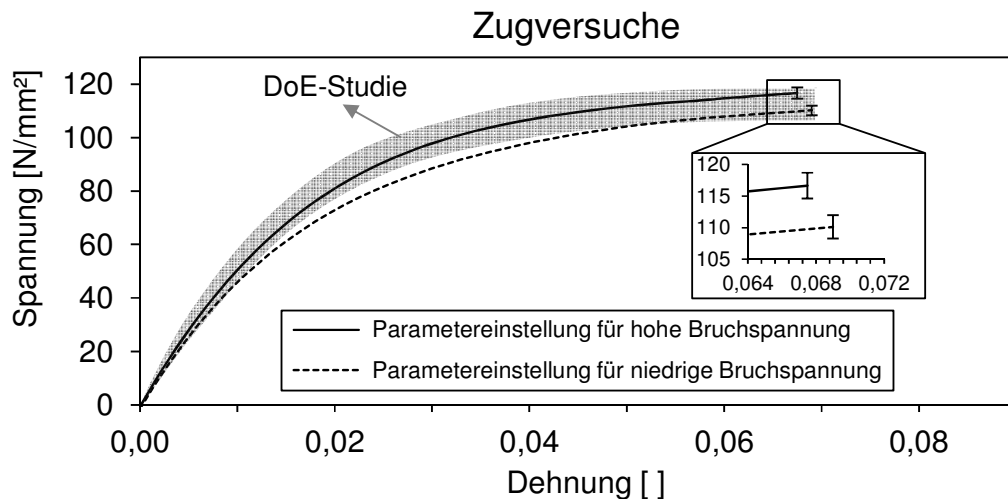


Abbildung 5-27 Überprüfung des Regressionsmodells für die Zielgröße Bruchspannung unter Zug.

5.3.2.5 Quantitative Einflüsse auf das mechanische Verhalten

Bisher sind signifikante Prozessparameter mithilfe der DoE bezüglich der Bruchspannungen identifiziert. Zur Berechnung von kgfv Kunststoffbauteilen in Lenksystemen ist es außerdem notwendig, die Einflüsse auf das mechanische Verhalten an den oben beschriebenen, auslegungsrelevanten Punkten S1, S2 und T1, T2 zu untersuchen (siehe Abbildung 5-20).

Abbildung 5-28 zeigt den Mittelwert aller DoE-Ergebnisse unter Schubbelastung. Weiterhin sind die gemessenen Streuungen von Spannungs- und Dehnungswerten an den auslegungsrelevanten Punkten (S1, S2 und S3) in das Diagramm eingetragen. Diese Streuungen werden durch die Prozessschwankungen des Serienprozesses hervorgerufen und entsprechen wiederum der vierfachen Standardabweichung. Dadurch gibt es keine Berücksichtigung von Ausreißern in der Gegenüberstellung der Ergebnisse.

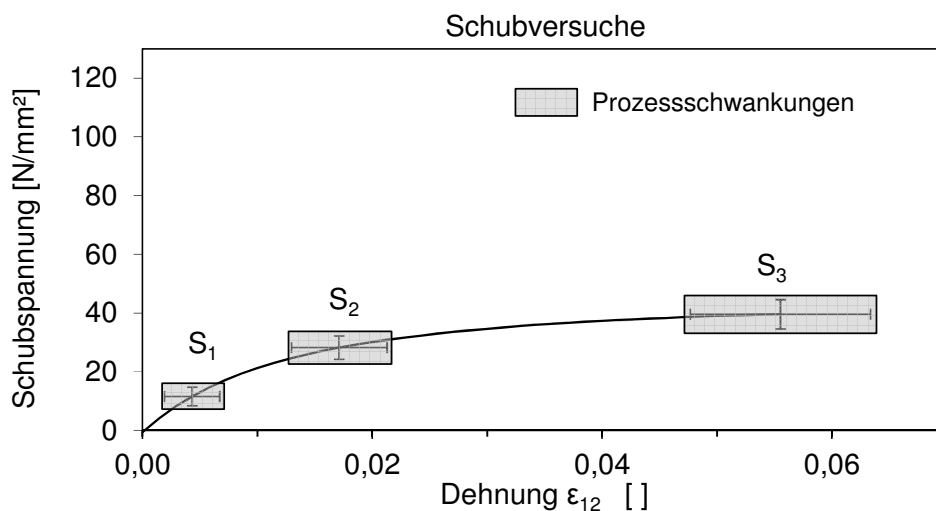


Abbildung 5-28 Quantitative Einflüsse der Prozessschwankungen auf das quasistatische Verhalten unter Schubbelastung.

Die Prozessschwankungen haben eine größere Auswirkung auf die Dehnungs- als auf die Spannungswerte. Zudem ist eine zunehmende Streubreite mit steigender Belastung zu erkennen, wohingegen der Einfluss auf die Spannungen über den Verlauf nahezu konstant bleibt.

Diese Streuungen werden nun den Grundstreuungen der Versuche gegenübergestellt. Dazu werden Schubversuche an 15 Prüfkörpern durchgeführt, die mit gleichen Prozessparametern spritzgegossen werden. Die Ergebnisse sind in Abbildung 5-29 dargestellt.

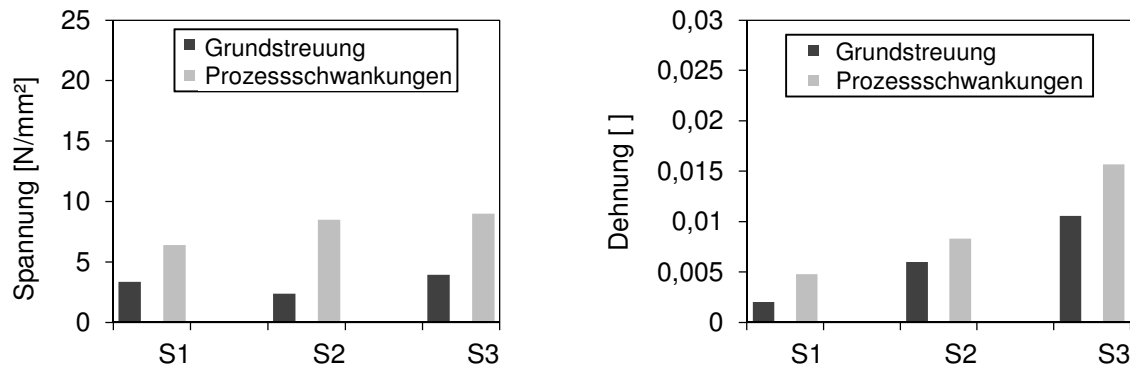


Abbildung 5-29 Änderungen von Spannung und Dehnung unter Schubbelastung aufgrund von Prozessschwankungen im Vergleich zur Grundstreuung.

Demnach ist die Änderung von Spannungen aufgrund der Prozessschwankungen mehr als doppelt so groß wie die durch die Grundstreuung des Prozesses hervorgerufene. Bei den Dehnungen ist der Unterschied geringer (siehe Abbildung 5-29 links). In gleicher Weise wie die Änderungen unter Schubbelastung wird der Einfluss der Prozessschwankungen auf die Zugbelastung unter 30°-Faserorientierung an den drei auslegungsrelevanten Punkten untersucht (siehe Abbildung 5-30).

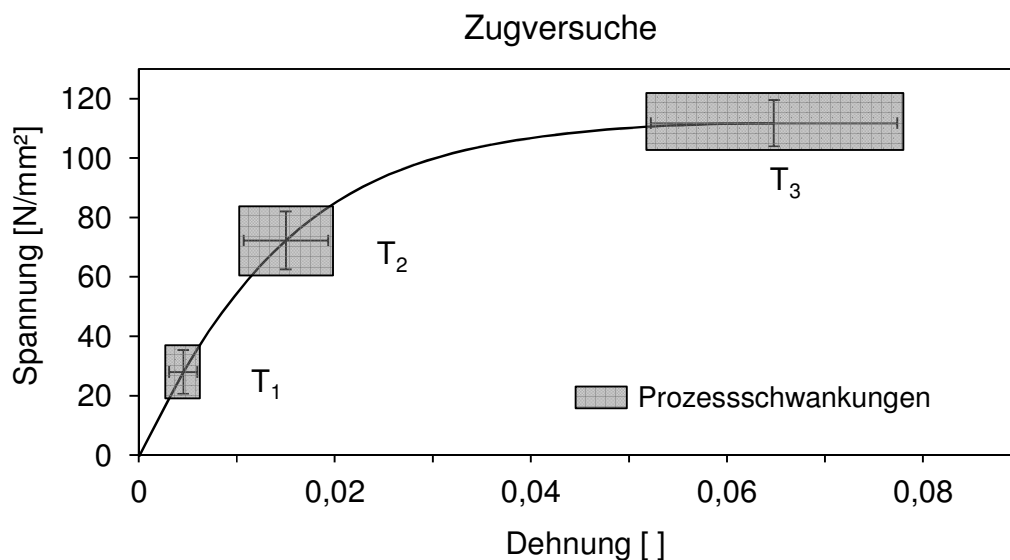


Abbildung 5-30 Quantitative Einflüsse der Prozessschwankungen auf das quasistatische Verhalten unter Zugbelastung.

Die Streuung der Spannung ist, unabhängig von der Dehnung sowie der Höhe des Spannungswertes, an den Punkten T1, T2 und T3 annähernd konstant. Bei den Dehnungen ist, analog zu den Ergebnissen der Schubversuche, ein mit der Belastung gleichmäßig zunehmender Einfluss zu erkennen. Ferner sind die Einflüsse der Prozessschwankungen unter Zugbelastung stärker ausgeprägt als unter Schub, was bei der Gegenüberstellung von Abbildung 5-29 und Abbildung 5-31 ersichtlich wird.

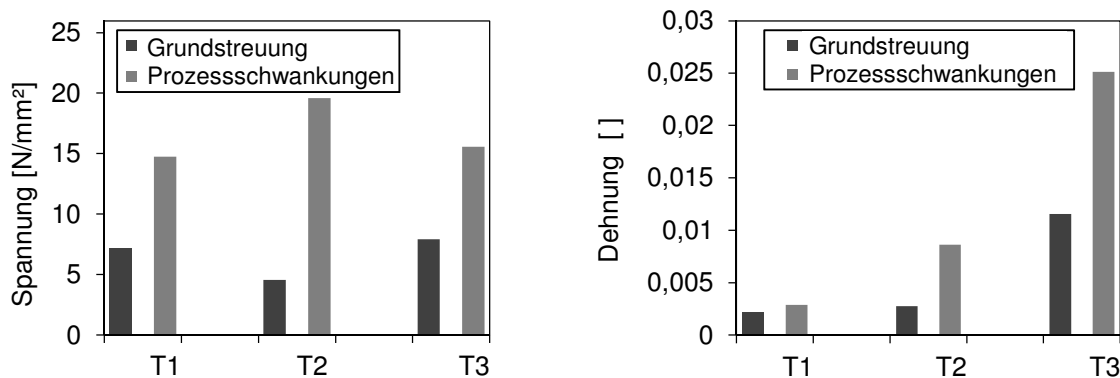


Abbildung 5-31 Änderungen von Spannung und Dehnung unter Zugbelastung aufgrund von Prozessschwankungen im Vergleich zu der Grundstreuung.

Es wird deutlich, dass der Einfluss der Prozessschwankungen an auslegungsrelevanten Punkten im Spannungs-Dehnungsdiagramm sowohl unter Schub- als auch unter Zugbelastung klar zu erkennen ist. Außerdem sind die Einflüsse unter einem mehraxialen Beanspruchungszustand größer als unter reinem Schub. Tabelle 5-15 fasst abschließend die Einflüsse auf die auslegungsrelevanten Punkte in Anhängigkeit der Beanspruchung zusammen.

Einfluss der Herstellungsschwankungen

Auslegungskriterium	Steifigkeit (E-Modul, Schubmodul)	Lebensdauer/ Ermüdung	hohe quasistatische Lasten	Festigkeit (Bruchspannung)
Beanspruchung				
mehraxial	-	++	++	++
uniaxial	-	+	+	++

- kein Einfluss; + Einfluss; ++ großer Einfluss

Tabelle 5-15 Einfluss der Prozessschwankungen auf das mechanische Verhalten, abhängig vom Belastungszustand und auslegungsrelevantem Bereich.

5.3.3 Simulationsbasierte DoE-Studie

Die Spritzgießsimulation wird mit der Strukturberechnung gekoppelt, um die Faserorientierung bei der Berechnung mechanischer Bauteileigenschaften zu berücksichtigen. Somit ist es möglich, auf Basis von Simulationen den Einfluss schwankender Spritzgießparameter auf die resultierenden mechanischen Eigenschaften zu untersuchen. Im Detail wird aufgezeigt, inwiefern

die Prozessschwankungen in der Spritzgießsimulation Auswirkung auf das Ergebnis der Struktursimulation haben und ob die Versuchsergebnisse mittels dieses Ansatzes abgebildet werden können.

5.3.3.1 Gekoppelte Prozess-Struktursimulation

Das Vorgehen bei der gekoppelten Prozess-Struktursimulation wird im Folgenden kurz erläutert. Die Werkzeugkavität der Prüfplatte wird in MOLDFLOW INSIGHT [64] vernetzt. Es werden mindestens 20 Tetraederelemente über die Dicke der Platte erstellt, um die reale Faserverteilung hinreichend abbilden zu können [49].

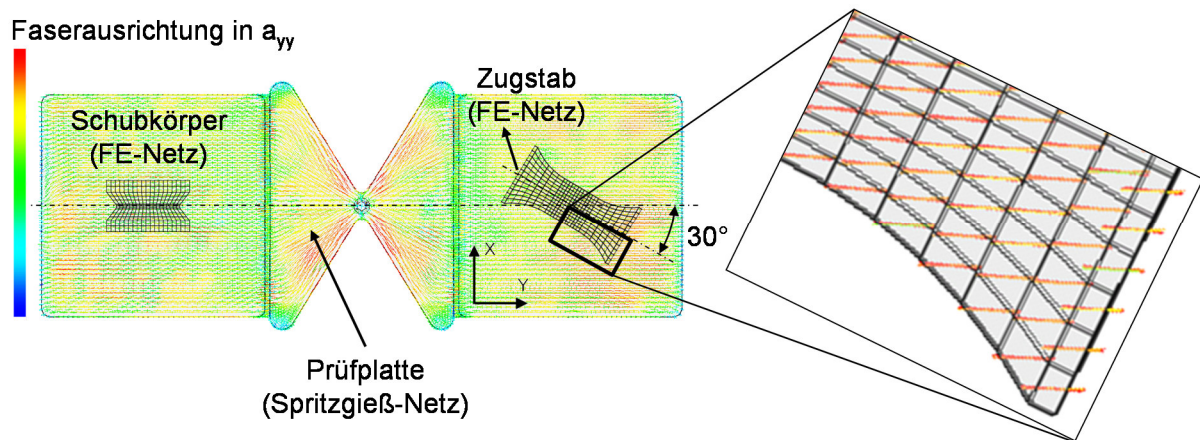


Abbildung 5-32 Übertragen (Mapping) der Faserorientierungen vom Netz der Spritzgießsimulation auf das Netz der Struktursimulation (FEM-Netz).

Die Prozessparameter werden gemäß dem DoE-Plan variiert (siehe Tabelle 5-9). Für jede Parameterkombination überträgt CONVERSE [11] die resultierenden Faserorientierungen von der Prozess- in die Struktursimulation (siehe Abbildung 5-32). Auf jede Prüfplatte wird, wie in Abbildung 5-32 dargestellt, ein Schub- und ein Zug-Probekörper übertragen (gemappt) und anschließend eine FEM-Berechnung durchgeführt. In der FEM-Berechnung kommt das in Kapitel 3.3 vorgestellte Materialmodell zum Einsatz, um sowohl das anisotrope als auch das elastoplastische Werkstoffverhalten von kgfv Kunststoffen zu berücksichtigen.

5.3.3.2 Regressionsanalyse der Simulationsergebnisse

Die Simulationsergebnissen weisen keinen Zusammenhang zwischen den beiden Steifigkeitskennwerten (Schubmodul und E-Modul) und den Prozessschwankungen auf, analog zu den experimentellen Untersuchungen in Kapitel 5.3.2.3. Deshalb werden nur die DoE-Ergebnisse der Bruchspannungen und -dehnungen für beide Belastungsarten in Tabelle 5-16 und Tabelle 5-17 aufgeführt.

Außer dem Nachdruck und der Nachdruckzeit sind alle Parameter signifikant. Zusätzlich haben mehrere Wechselwirkungen einen Einfluss. Die nicht signifikanten Größen sind in Tabelle 5-16 ausgegraut.

		Schubversuch		Zugversuch	
Parameter	P-Werte	Bruchspannung	Bruchdehnung	Bruchspannung	Bruchdehnung
	Volumenstrom		7,2e-04	3,8e-02	1,0e-04
Nachdruck		8,6e-01	2,6e-01	4,3e-02	6,3e-01
Nachdruckzeit		6,0e-03	9,0e-01	7,1e-01	4,3e-06
Massetemperatur		7,0e-05	8,7e-03	2,1e-04	3,9e-08
Werkzeugtemperatur		6,0e-03	8,7e-04	1,1e-05	6,4e-07
Zweifachwechselwirkung	Nachdruck · Volumenstrom	3,0e-03	2,0e-01	4,2e-01	2,0e-01
	Nachdruckzeit · Volumenstrom	1,4e-01	2,0e-01	9,0e-03	2,0e-01
	Massetemperatur · Volumenstrom	7,0e-04	3,1e-01	8,2e-05	2,6e-01
	Volumenstrom · Werkzeugtemp.	1,8e-02	5,0e-03	1,1e-04	2,2e-07
	Nachdruck · Nachdruckzeit	1,1e-03	6,1e-03	1,7e-01	2,8e-01
	Massetemperatur · Nachdruck	2,9e-04	3,0e-01	4,4e-02	3,7e-06
	Nachdruck · Werkzeugtemperatur	9,1e-03	2,8e-01	5,4e-01	3,6e-06
	Massetemperatur · Nachdruckzeit	9,3e-03	2,4e-01	5,0e-03	4,4e-01
	Nachdruckzeit · Werkzeugtemp.	5,0e-03	8,1e-02	1,9e-02	3,1e-01
	Massetemperatur · Werkzeugtemp.	2,0e-04	6,6e-02	2,0e-05	7,0e-07

Tabelle 5-16 P-Werte der Simulationsergebnisse, Bruchspannung und Bruchdehnung unter Schub sowie Bruchspannung und Bruchdehnung unter Zugbelastung.

Die Einflüsse der Prozessparameter können sowohl für die Bruchspannungen als auch für die Bruchdehnungen mit einem Regressionsmodell beschrieben werden (siehe R²-Werte in Tabelle 5-17). Im Vergleich zu den Versuchsergebnissen lassen sich die Einflüsse auf das Simulationsergebnis genauer erfassen, da die Bestimmtheitsmaße R² näher am Wert 1 liegen.

	Schubversuch		Zugversuch	
	Bruchspannung	Bruchdehnung	Bruchspannung	Bruchdehnung
Bestimmtheitsmaß R ²	1	0,9228	0,99	0,9942
adjustiertes R ²	0,99	0,84557	0,98	0,9884
RMS Error	0,015 [N/mm ²]	0,00148	0,11 [N/mm ²]	0,00051 []

Tabelle 5-17 Bestimmtheitsmaß (R²), adj. Bestimmtheitsmaß und RMS-Error für die simulierten Zielgrößen Bruchspannung und Bruchdehnung unter Schub sowie Bruchspannung und Bruchdehnung unter Zugbelastung.

Wie groß der Einfluss (quantitativ) auf die Abbildung des mechanischen Verhaltens in der Simulation ist, wird im folgenden Abschnitt erarbeitet.

5.3.4 Gegenüberstellung von experimentellen und simulierten Ergebnissen

Die Ergebnisse der Simulationen werden den realen Versuchen mit dem Ziel gegenübergestellt, die Einflüsse in der Simulation an auslegungsrelevanten Bereichen zu quantifizieren. In Abbildung 5-33 sind die Spannungs-Dehnungsverläufe aus den Schubversuchen dargestellt. Die Kurven entsprechen den Mittelwerten aus Simulation und Versuch. Zusätzlich sind die Abweichungen von Spannung und Dehnung an den Punkten S1, S2 und S3 eingetragen. Die hellgrau hinterlegten Bereiche entsprechen den Abweichungen der Versuche und die dunkelgrau hinterlegten Felder entsprechen den Abweichungen der FEM-Berechnungen.

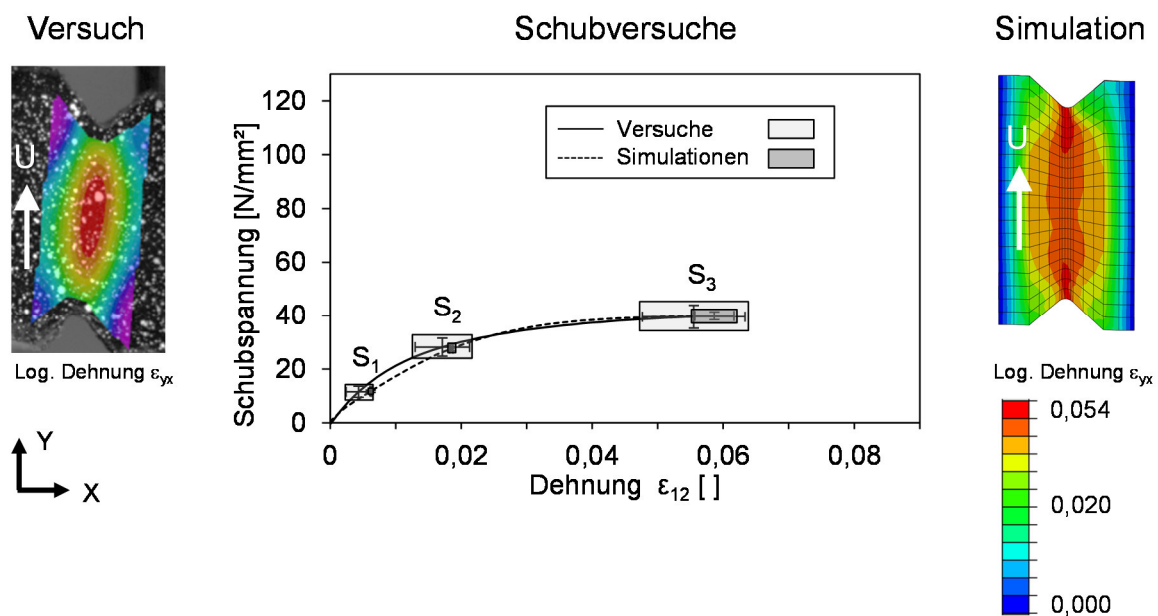


Abbildung 5-33 Vergleich der realen Schubversuche mit den Simulationen.

Die FEM-Berechnungen weisen nahezu keine Abweichung an Punkt S1 und S2 auf. Das gilt sowohl für die Dehnungen als auch für die Spannungen. An Punkt S3 kann ein Einfluss der Prozessschwankungen erkannt werden, jedoch sind die Streuungen deutlich geringer als bei den Versuchsergebnissen.

Die FEM-Berechnungen unter Zugbelastung sind in einem Spannungs-Dehnungsdiagramm in Abbildung 5-34 den Versuchen gegenübergestellt. Zusätzlich sind die Min.- und Max.-Werte an den auslegungsrelevanten Punkten T1, T2 und T3 zu sehen. An Punkt T3 variieren die FEM berechneten Spannungen um $3,4 \text{ N/mm}^2$ und die Dehnung um $0,41 \%$. An den Punkten T1 und T2 können keine großen Einflüsse identifiziert werden.

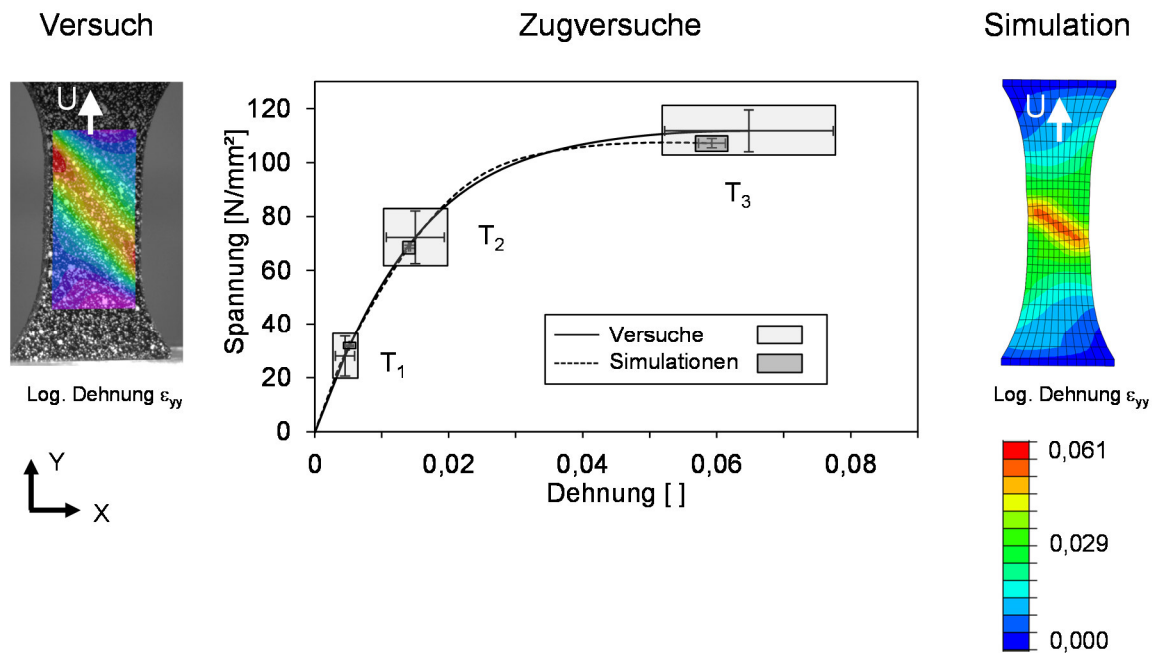


Abbildung 5-34 Vergleich der realen Zugversuche mit Simulationsergebnissen.

Die Einflüsse der Prozessschwankungen auf die betrachteten mechanischen Kennwerte sind bei den realen Versuchen sowohl unter Schub- als auch unter Zugbelastung deutlich größer. Dieser Unterschied kann zwei Gründe haben: zum einen ist es möglich, dass das Matrixmaterial durch schwankende Prozessparameter beeinflusst wird und sich somit auf das mechanische Verhalten des kgfv Kunststoffs auswirkt. Zum anderen kann es sein, dass die Faserorientierungen in den Füllsimulationen nicht in dem Maße variieren wie im realen Prozess. Ob die Streuung der mechanischen Eigenschaften auf unterschiedliche Faserorientierungen zurückzuführen ist, wird im nächsten Abschnitt untersucht.

5.3.4.1 Vergleich der Faserorientierung

Die Faserorientierungen werden in einem zylindrischen $2\text{ mm} \times 2\text{ mm}$ Bereich in Mitte der Prüfplatte mittels Computertomographie (CT) analysiert (siehe Abbildung 5-35), um die Versuche und die Simulationen zu vergleichen. Die Messungen wurden am LBF-Darmstadt [35] durchgeführt. Anhand der Spritzgießsimulation kann die Faserorientierung für diesen Ausschnitt bestimmt werden. Die Grundlage zur Beschreibung des Faserorientierungstensors ist in Abschnitt 3.3 beschrieben. Der zylindrische Bereich wird in 20 Schichten aufgeteilt. Für jede Schicht wird ein zweistufiger Faserorientierungstensor a_{ij} ermittelt (Gleichung (22)). Die Hauptdiagonaleinträge des Tensors geben Aufschluss über die Ausrichtung der Fasern, die sich in der Prüfplatte hauptsächlich in Fließrichtung (Y-Richtung) anordnen. Somit sind die anderen Diagonaleinträge sehr niedrig und werden in der folgenden Gegenüberstellung nicht beachtet.

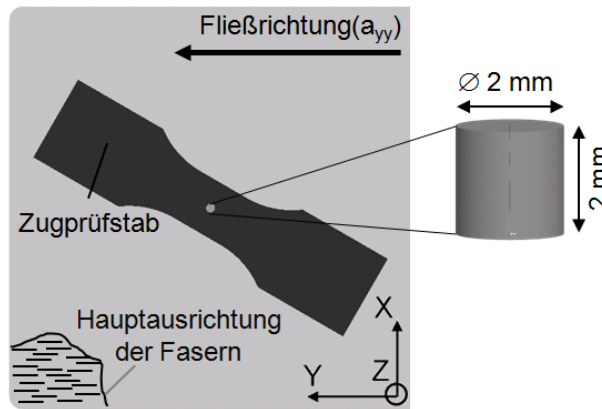


Abbildung 5-35 Zylindrischer 2 mm x 2 mm Ausschnitt in Mitte der Prüfplatte.

In Abbildung 5-36 sind die Einträge a_{yy} der Orientierungssensoren über die Dicke der Platte (2 mm) aufgetragen. Die gestrichelten Linien entsprechen den Faserorientierungen der Simulationen und die Volllinien repräsentieren die CT-Messungen. In beiden Diagrammen ist eine charakteristische Faserausrichtung mit einer Mittelschicht und einer Randschicht zu erkennen. Diese Schichten ergeben sich aufgrund der Quell- und Scherströmungen beim Einströmen der Masse in die Form.

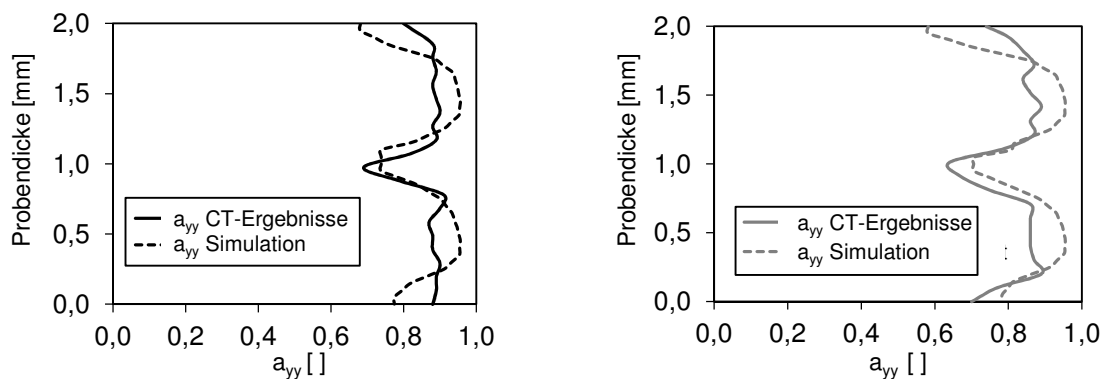


Abbildung 5-36 Faserausrichtungen aus CT-Messungen und Spritzgießsimulationen zweier Zugproben, über die Dicke der Proben. Links: Zugprobe Nr.4; rechts: Zugprobe Nr.13.

Um herauszufinden, ob die Prozessschwankungen die Faserorientierung und damit das mechanische Verhalten beeinflussen, werden zwei Versuchseinstellungen ausgewählt, die den größten Unterschied der Bruchspannung unter Zugbelastung (Punkt T3) zur Folge haben. Die Testergebnisse Nummer 4 und 13 der DoE erfüllen dieses Kriterium. In Abbildung 5-37 sind die Spannungs-Dehnungskurven beider Proben einander gegenübergestellt.

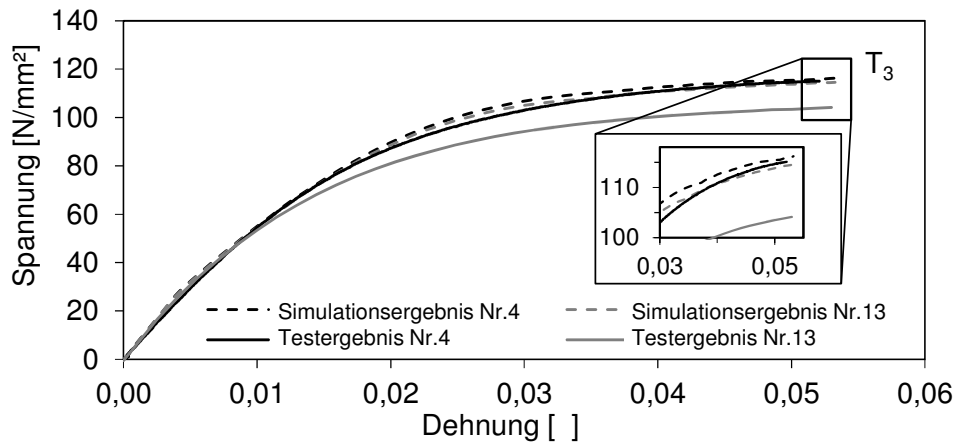


Abbildung 5-37 Simulationen vs. CT-Messungen: Spannungs- Dehnungskurven zweier Proben mit min. und max. Bruchspannung.

Der Vergleich zwischen Faserorientierungen und Bruchspannungen bedingt die Ermittlung einer skalaren Größe für die Faserorientierung. Dafür werden Mittelwerte der Faserorientierungen über die Bauteildicke berechnet. So kann die Änderung der Spannung mit dem Betrag der Faserorientierung (A_y) verglichen werden.

$$A_y = \frac{1}{D} * \sum_{j=1}^{20} a_{yyj} * d_j \tag{57}$$

a_{yyj} steht für den Orientierungstensor in jeder Schicht j , d_j ist die Dicke der Schicht und D die Gesamtdicke des Zugstabes. Die gemittelten Faserorientierungen der Zugstäbe Nr. 4 und Nr. 13 sind in Tabelle 5-18 für die realen Versuche und in Tabelle 5-19 für die Spritzgießsimulationen zu sehen. Außerdem sind in beiden Tabellen die Bruchspannungen (Pos. T3) aufgelistet.

Versuche	Min. Prozessparameter (Nr.13)	Max. Prozessparameter (Nr.4)	Unterschied [%]
Orientierung A_y [-]	0,81	0,87	6,8 %
Bruchspann. [N/mm ²]	105,51	115,91	8,9 %

Tabelle 5-18 Gegenüberstellung der Änderung von Faserausrichtung und Bruchspannung bei realen Versuchen.

Simulationen	Min. Prozessparameter (Nr.13)	Max. Prozessparameter (Nr.4)	Unterschied [%]
Orientierung A_y [-]	0,855	0,87	1,7 %
Bruchspann. [N/mm ²]	115,8	117,6	1,5 %

Tabelle 5-19 Gegenüberstellung der Änderung von Faserausrichtung und Bruchspannung in der Simulation.

Durch die veränderten Prozessparameter sind prozentuale Änderungen sowohl der Faserorientierungen als auch der Bruchspannungen zu erkennen, die annähernd gleich groß sind. Jedoch

ist ein Unterschied zwischen den Versuchsergebnissen und den Simulationen dahingehend vorhanden, als dass die Änderungen bei den Versuchen sehr viel größer ausfallen. Es wird daher die Hypothese aufgestellt, dass die Spritzgießsimulation den Einfluss der Prozessschwankungen auf die sich einstellenden Faserorientierungen nicht hinreichend abbilden kann. Die Hypothese soll mit einer weiteren FEM-Berechnung überprüft werden, bei der die Faserorientierung der simulierten Probe Nr. 4, um 6,8 % reduziert wird. Das entspricht der Änderung gemäß der CT-Messung in Tabelle 5-18.

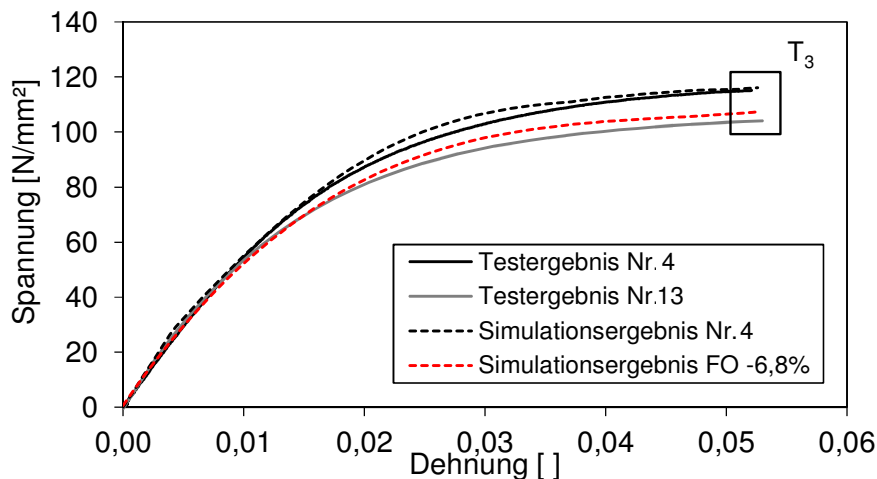


Abbildung 5-38 Spannungs-Dehnungskurve einer FEM-Berechnung mit reduzierter Faserorientierung.

Das Ergebnis ist in Abbildung 5-38 der ursprünglichen Simulation Nr. 4 gegenübergestellt. Außerdem sind die Versuchsergebnisse abgebildet. In diesem Fall können die Versuchsergebnisse sehr gut durch die Simulationsergebnisse beschrieben werden. Die in Tabelle 5-20 zusammengefassten Ergebnisse stimmen mit denen der Tests in Tabelle 5-18 gut überein.

Simulation-Reduzierung der Faserorientierung um 6,8 %-	Nr.4 FO -6,8 %	max. Prozessparameter (Nr.4)	Unterschied [%]
Orientierung A_y [-]	0,81	0,87	6,8%
Bruchspannung [N/mm ²]	107,65	117,68	8,5%

Tabelle 5-20 Ergebnis der FEM-Berechnung mit reduzierter Faserorientierung.

Wird die Faserorientierung in gleichem Maße wie bei den Versuchen (6,8 %) variiert, so kann der Einfluss der Prozessschwankungen auf die Bruchspannung in der Simulation erkannt werden. Das Ergebnis bestätigt damit die Hypothese, dass der Unterschied zwischen realen Tests und der Simulation auf die Spritzgießsimulation zurückzuführen ist. Diese kann den Einfluss der Prozessschwankungen auf die Faserorientierung nicht hinreichend abbilden.

5.4 Stochastik Werkstoff hinsichtlich zyklischer Belastung

Die aktuelle Untersuchung beschäftigt sich mit dem Einfluss von Schwankungen im Herstellungsprozess auf das zyklische Verhalten eines kgfv-Polyamids 66 (PA66 GF30). Einflüsse durch den Volumenstrom der Masse, die Werkzeugtemperatur, die Massetemperatur, den Nachdruck und die Nachdruckzeit können für das quasistatische Verhalten in Kapitel 5.3.2.3 und in [27] aufgezeigt werden. Diese Einflussgrößen müssen auch für das zyklischen Verhalten untersucht werden, um kgfv Kunststoffe in Lenksystemen zuverlässig einsetzen zu können. Ziel ist es, mithilfe einer statistischen Untersuchung (DoE-Methode) signifikante Herstellungsparameter zu detektieren.

Durch Anwendung der DoE-Methode werden Herstellungsparameter einer Prüfplatte systematisch verändert. Die Prozessschwankungen sind in Tabelle 5-21 dargestellt und entsprechend den Schwankungen aus Kapitel 5.3.2, Tabelle 5-7. Die Anwendung der DoE-Methode ist in Kapitel 5.3.1 detailliert beschrieben.

Prozessparameter	Streuung der Parameter 4σ [%]
Volumenstrom der Masse	16,67
Nachdruck	12,50
Nachdruckzeit	14,29
Massetemperatur	7,41
Werkzeugtemperatur	7,13

Tabelle 5-21 Untersuchte Prozessparameter und deren prozentuale Schwankungen.

Aus den Prüfplatten werden Zugprüfstäbe mit 30° Versatz zur Faserausrichtung entnommen und anschließend einer zyklischen Last unterzogen. Die 30° Ausrichtung der Fasern ermöglicht es, unter einer äußeren uniaxialen Belastung lokal im Werkstoff einen mehraxialen Beanspruchungszustand abzubilden. Diese Überlagerungen kommen in Lenkungsbauteilen vor und werden bei dieser Untersuchung mitberücksichtigt. Die Versuche werden an dem in Kapitel 4.1 vorgestellten Prüfstand durchgeführt. Um mögliche Einflüsse auf das zyklische Verhalten aufzuzeigen, gilt es die Lastzyklen, die dynamische Steifigkeit und die dissipierte Energie zu beobachten. Die dynamische Steifigkeit und die dissipierte Energie kann aus den Kraft-Wegsignalen der Versuchsergebnissen ermittelt werden und ist in Kapitel 4.1 beschrieben.

5.4.1 Streuung und Verteilung der Bruch-Lastzyklen

Der DoE geht eine Voruntersuchung voraus, bei der zwei Ziele verfolgt werden: zum einen soll eine Wegamplitude und die daraus resultierende Dehnung abgeschätzt werden, damit eine Lastzyklen von circa 10^5 Lz erreicht wird. De Monte et al. [14] haben gezeigt, dass charakteristisches Versagen durch Ermüdung ab einer Anzahl von Lastzyklen in Höhe von 10^4 auftritt. Somit kann mit 10^5 Lastzyklen eine fundierte Aussage über die Lebensdauer des Werkstoffs getroffen werden und die Prüfdauer eines Versuches liegt unter 24 Stunden. Zum anderen wird die Streuung der Lastzyklen bei immer gleichen Randbedingungen und gleichen Spritzgießparametern ermittelt. Dies ist notwendig, um den Typ des DoE-Modells und den Umfang der Versuche festzulegen.

Um die Lastzyklen abschätzen zu können, muss die Dehnung im Bauteil bekannt sein. Die Dehnung kann mithilfe einer Wöhlerlinie unter 30° (siehe Abbildung 4-11) und der Gleichung (37) berechnet werden. Über die Einspannlänge l_0 der Probe ergibt sich die dazugehörige Auslenkung, mit der die Zugprüfstäbe belastet werden.

$$\Delta l = \varepsilon \cdot l_0 = 0,0131 \cdot 48 \text{ mm} = 0,62 \text{ mm} \tag{58}$$

Die Proben werden mit einer Amplitude von 0,31 mm und einem Belastungsverhältnis von $R = 0$ beaufschlagt. In Abbildung 5-39 sind Ergebnisse von elf Versuchen mit jeweils drei Zugprüfstäben dargestellt. Die Ergebnisse sind in Klassen mit einer Breite von 20 Lastzyklen eingeteilt, damit die Art der Verteilung bewertet werden kann.

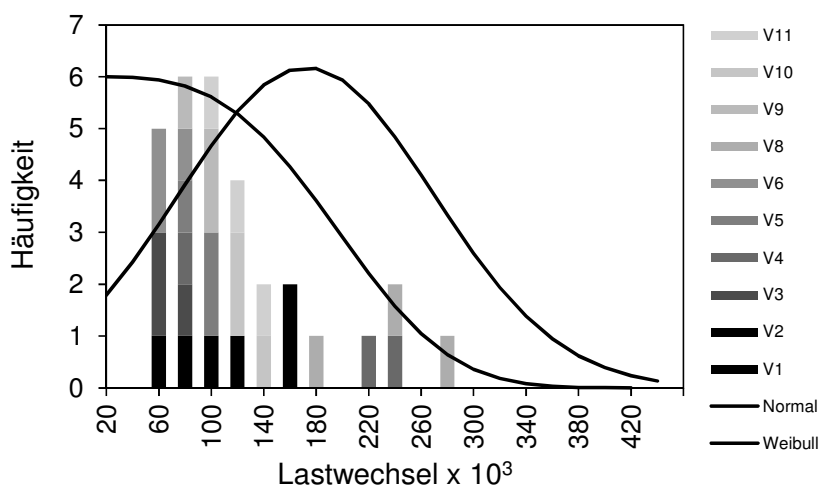


Abbildung 5-39 Häufigkeitsverteilung der Ergebnisse der Voruntersuchung.

Der Mittelwert der Lastzyklen aller Versuche beträgt $\mu = 110.600$ Lz mit einer Standardabweichung von $\lambda = 57.438$ Lz. Dieser Wert ist wichtig, um den Umfang der DoE-Studie festzulegen. Außerdem wird diese Standardabweichung zur Bewertung der Ergebnisqualität der DoE herangezogen. Die Streuung ist sehr groß, liegt jedoch im üblichen Bereich von Lenkungsbauteilen [94]. Zudem ist eine Standardabweichung bei Lebensdauerversuchen von 50 % des Mittelwertes auch bei Stahlbauteilen zu erkennen [40].

Ferner muss überprüft werden, welcher Verteilung die Versuchsergebnisse folgen. Zusätzlich zu den Lastzyklen in Abbildung 5-39 ist sowohl eine Standardnormalverteilung als auch eine Weibullverteilung dargestellt. Bereits hier wird deutlich, dass die Ergebnisse näher an einer Weibullverteilung liegen. Um diese Erkenntnis zu bestätigen, werden die Versuchsergebnisse in einem Schaubild mit normalverteilter und Weibullverteilter Ordinate dargestellt (Quantil-Quantil-Plot). Folgen die Ergebnisse der Winkelhalbierenden, so ist dies ein Indiz für die Art der Verteilung. Die Weibullverteilung wird mit folgender Gleichung beschrieben.

$$F(x) = 1 - e^{-\left(\frac{x}{\eta}\right)^\beta} \quad (59)$$

Der Parameter β ist ein Formfaktor und η wird als Skalenparameter bezeichnet. Für die Versuchsergebnisse werden die Werte $\beta = 1,63$ und $\eta = 121.015$ mithilfe des Programms CORNERSTONE [12] ermittelt. Mit Bezug auf die Normalverteilung können über diese zwei Parameter der Mittelwert μ und die Standardabweichung λ berechnet werden. Diese sind wie folgt definiert [94].

$$\mu = \eta \cdot \Gamma\left(\frac{1}{\beta} + 1\right) = 110.518 \text{ Lz} \quad (60)$$

$$\lambda = \eta \cdot \sqrt{\Gamma\left(\frac{2 + \beta}{\beta}\right) - \Gamma\left(\frac{1 + \beta}{\beta}\right)^2} = 67982 \text{ Lz} \quad (61)$$

In Abbildung 5-40 sind die Quantil-Quantil-Plots für beide Verteilungen dargestellt. Im normalverteilten Schaubild (Abbildung 5-40 *links*) sind die Lastzyklen mit $p = \frac{x-\mu}{\lambda}$ normiert. Ergänzend ist das Bestimmtheitsmaß einer linearen Regression (die Winkelhalbierende) abgebildet. Das Bestimmtheitsmaß im Weibullverteilten Diagramm liegt bei $R^2 = 97,86$ %, für eine Normalverteilung ist $R^2 = 78,26$ %. Die Ergebnisse beider Quantil-Quantil-Plots bestätigen somit eine Weibullverteilung der Versuchsergebnisse.

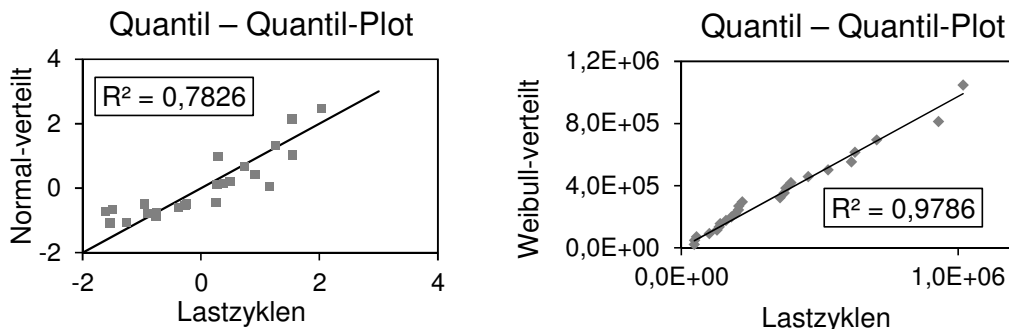


Abbildung 5-40 Test auf Normal- und Weibullverteilung der Lastzyklen.

5.4.2 DoE-Modell

Die Voruntersuchung hat gezeigt, dass die Lastzyklen einer großen Streuung unterliegen. Mit diesem Hintergrund wird ein D-Optimaler Versuchsplan gewählt, der die Haupteinflussgrößen herausarbeiten soll. Wechselwirkungen sowie nichtlineare Zusammenhänge werden hierbei nicht berücksichtigt. Das Ziel ist, die Einflüsse der Einzelparameter statistisch abgesichert zu ermitteln. In Tabelle 5-22 ist der zugehörige Versuchsplan dargestellt, wonach sich 13 Parameterkombinationen ergeben, wobei jede dieser Einstellungen jeweils fünfmal wiederholt wird.

Standardreihenfolge	Parameter				
	Volumenstrom	Nachdruck	Nachdruckzeit	Massetemperatur	Werkzeugtemperatur
Jede Parameterkombination wird fünfmal wiederholt					
1	+	+	+	+	+
2	-	+	-	+	+
3	+	-	-	-	-
4	-	+	+	-	+
5	+	-	+	-	+
6	+	+	+	-	-
7	-	-	-	+	-
8	+	-	-	+	+
9	-	+	+	+	-
10	-	-	-	-	+
11	-	-	+	+	+
12	+	+	-	-	+
13	+	+	+	+	+

Tabelle 5-22 D-Optimaler DoE-Plan.

5.4.3 Regressionsanalyse

Die Ergebnisse einer DoE werden durch zwei Kriterien bewertet: erstens kann mithilfe des P-Wertes überprüft werden, welche Parameter und Wechselwirkungen die Zielgröße beeinflussen. Zweitens muss die Qualität des Vorhersagemodells (lineares Regressionsmodell) bewertet

werden. Dies geschieht mithilfe des Bestimmtheitsmaßes (R^2). An dieser Stelle sei auf Kapitel 5.3.1 verwiesen, in welchem das Bewerten von DoE-Ergebnissen detailliert beschrieben ist.

Die P-Werte der untersuchten Prozessparameter sind in Tabelle 5-23 gelistet. Keiner der Parameter erreicht den Wert $P \leq 0,05$, was gleichermaßen bedeutet, dass per Definition kein Parameter signifikant ist. Das gleiche gilt für das Bestimmtheitsmaß, da dessen Wert unter 80% liegt. Somit kann kein abgesichertes Regressionsmodell ermittelt werden (siehe Tabelle 5-24).

Parameter	P-Werte
Volumenstrom	0,6397
Nachdruck	0,0242
Nachdruckzeit	0,2640
Massetemperatur	0,1866
Werkzeugtemperatur	0,8433

Tabelle 5-23 P-Werte für die Zielgröße Lastzyklen.

Bestimmtheitsmaß R^2	0,235
adjustiertes R^2	0,150
RMS Error	203.400 Lastzyklen

Tabelle 5-24 Das Bestimmtheitsmaß (R^2), das adj. Bestimmtheitsmaß und der RMS-Error für die Zielgröße Lastzyklen.

Der Nachdruck, die Nachdruckzeit und die Werkzeugtemperatur könnten trotz des niedrigen Bestimmtheitsmaßes einen Einfluss auf die Lastzyklen haben. Dies zeigt der Adjusted Response Graph in Abbildung 5-41, der den Einfluss der drei Parameter auf die Lastzyklen zeigt. Deutlich werden hier jedoch die große Streuung der Zielgröße und die im Verhältnis geringen Einflüsse durch die Schwankung der Prozessparameter.

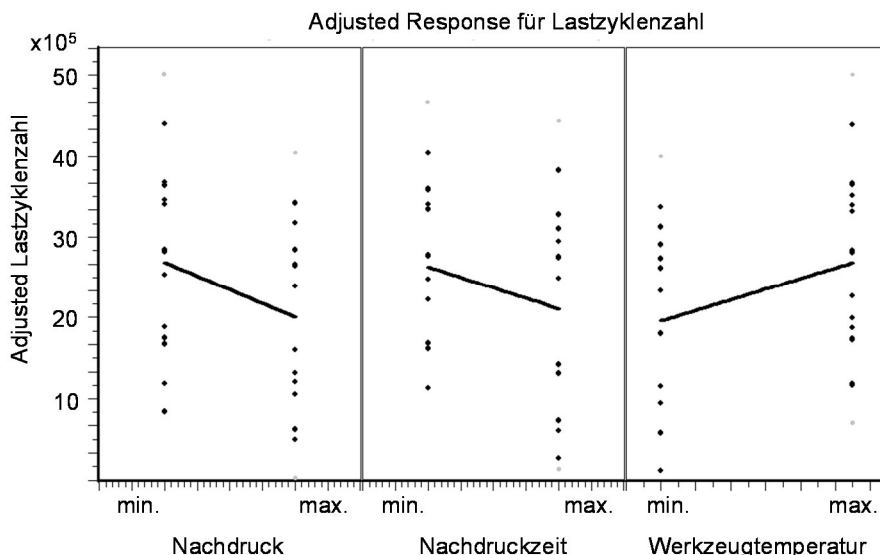


Abbildung 5-41 Der Adjusted Response Graph für die Lastzyklen.

In einer weiteren Versuchsreihe werden die drei möglichen Einflussgrößen untersucht, indem Experimente zur Evaluierung mit der besten (Nachdruck *klein*, Nachdruckzeit *gering*, Werkzeugtemperatur *hoch*) sowie mit der schlechtesten Einstellung durchgeführt werden. Das aus der DoE-Studien ermittelte Regressionsmodell prognostiziert bei diesen Einstellungen eine Änderung der Lastzyklen von 200.000 bis 300.000 Lastzyklen. Dieser Unterschied der Lastzyklen wird nachfolgend untersucht. In Tabelle 5-25 sind die zwei Parameterkombinationen dargestellt. Für jede Einstellung werden fünf Versuche durchgeführt.

Versuchsnummer	Typ	Parameter			Zielgröße
		Nachdruck	Nachdruckzeit	Werkzeugtemperatur	Bruch-Zykluszahl
Nr.		[bar]	[s]	[°C]	Lastzyklen
1	Besteinstellung	700	7	89	101.495
2					150.000
3					59.700
4					109.000
5					96.000
6	Schlechteinstellung	900	9	78	175.000
7					179.000
8					218.000
9					145.910
10					110.000

Tabelle 5-25 Versuche mit besten- und schlechtesten Einstellungen, in Bezug auf die Lastzyklen.

Die Versuchsreihe kann die Einflüsse des Nachdrucks, der Nachdruckzeit und der Werkzeugtemperatur nicht bestätigen. Der Mittelwert der Besteinstellungen liegt bei $\mu_{\text{Best}} = 101.323$ Lz, wohingegen der Mittelwert der Schlechteinstellungen $\mu_{\text{Schlecht}} = 165.582$ Lz beträgt. Es wird somit eine höhere Lastzyklen bei der Schlechteinstellung erreicht, was möglicherweise auf die Grundstreuung der Lebensdauerexperimente zurückzuführen ist.

5.4.4 Untersuchung weiterer Zielgrößen

Das Aufzeichnen der Wege und Kräfte während des Versuchs ermöglicht es, die dissipierte Energie (siehe Kapitel 4.1) und die dynamische Steifigkeit als weitere Zielgrößen in der DoE-Studie zu untersuchen. In Abbildung 4-5 ist exemplarisch eine Hysterese sowie der Verlauf der dissipierten Energie und der dynamischen Steifigkeit zu sehen.

Die Ergebnisse beider Zielgrößen sind in Tabelle 5-26 und Tabelle 5-27 dargestellt. Zwischen der dissipierten Energie und den Prozessschwankungen kann kein Zusammenhang ausgemacht werden. Keiner der Herstellparameter ist signifikant und das Bestimmtheitsmaß liegt bei 5,8 % (siehe Tabelle 5-27).

Bezüglich der dynamischen Steifigkeit sind vier der fünf Prozessparameter signifikant und können mit dem Regressionsmodell beschrieben werden. Die dynamische Steifigkeit wird somit durch die Prozessschwankungen beeinflusst.

Parameter	P-Werte	Dissipierte Energie	Dynamische Steifigkeit
Volumenstrom		0,703	0,0015
Nachdruck		0,832	0,9772
Nachdruckzeit		0,876	0,0145
Massetemperatur		0,663	0,00213
Werkzeugtemperatur		0,854	0,03358

Tabelle 5-26 P-Werte für die Zielgrößen dissipierte Energie und dynamische Steifigkeit.

	Dissipierte Energie	Dynamische Steifigkeit
Bestimmtheitsmaß R^2	0,0584	0,936
adjustiertes R^2	-0,7262	0,871
RMS Error	2,765 [Nm]	31,1 [N/mm]

Tabelle 5-27 Das Bestimmtheitsmaß (R^2), das adjustiertes Bestimmtheitsmaß und der RMS-Error für die Zielgrößen dissipierte Energie und dynamische Steifigkeit.

Mit dem Adjusted Response Graph in Abbildung 5-42 wird der Einfluss auf die dynamische Steifigkeit dargestellt. Die Einflüsse des Volumenstroms, der Massetemperatur, der Werkzeug-

temperatur und der Nachdruckzeit sind gut zu erkennen. Bei dem Volumenstrom und der Werkzeugtemperatur sind die Einflüsse deutlich größer als die Streuung der Versuche. Durch Reduzierung der Werkzeugtemperatur, der Massetemperatur und des Volumenstroms kann die dynamische Steifigkeit erhöht werden. Ebenso nimmt durch eine längere Nachdruckzeit die dynamische Steifigkeit zu.

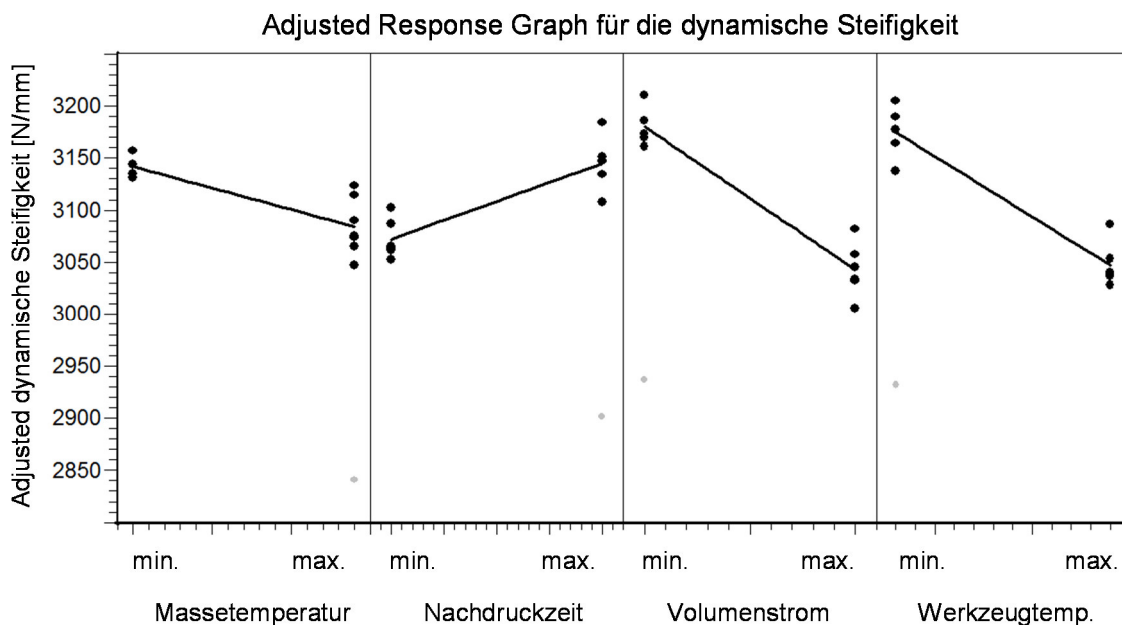


Abbildung 5-42 Adjusted Rensponse Graph für die dynamische Steifigkeit.

Im Pareto Diagramm sind die Beträge der Effekte angegeben. Durch die Änderung des Volumenstroms variiert die dynamische Steifigkeit um 138 N/mm. Zusätzlich ergibt sich bei der Werkzeugtemperatur ein Unterschied von 126 N/mm.

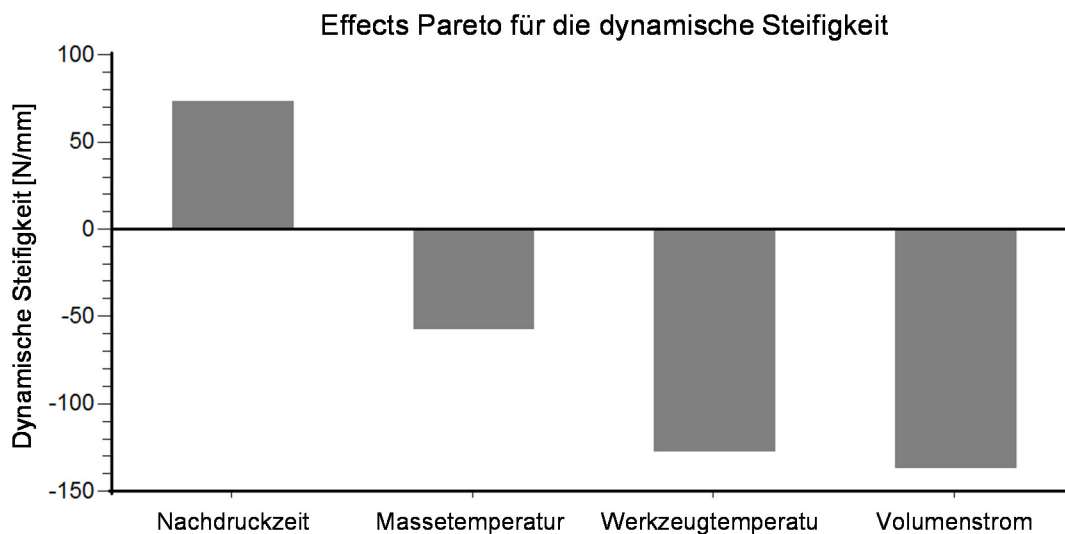


Abbildung 5-43 Effects Pareto für die dynamische Steifigkeit.

Mit dem Ziel die Ergebnisse der DoE-Studie zu evaluieren werden auch hier, analog zur Zielgröße Lastzyklen, zusätzliche Versuche durchgeführt. Tabelle 5-28 zeigt Wiederholversuche mit Best- und Schlechteinstellungen. Jede Einstellung wird fünfmal wiederholt.

Versuchsnummer	Typ	Parameter				Zielgröße
		Volumenstrom	Nachdruckzeit	Massetemperatur	Werkzeugtemperatur	Dynamische Steifigkeit
Nr.		[cm³/s]	[s]	[°C]	[°C]	[N/mm²]
1	Hohe dynamische Steifigkeit	25	9	290	78	3353
2						3191
3						3103
4						3108
5						3174
6	Niedrige dynamische Steifigkeit	35	7	304	89	3090
7						3058
8						2984
9						3081
10						3053

Tabelle 5-28 Wiederholversuche bezüglich der dynamischen Steifigkeit.

Der Einfluss auf die dynamische Steifigkeit kann durch die Wiederholversuche bestätigt werden. Der Mittelwert der Besteinstellungen liegt bei $S_{hoch} = 3185,7 \text{ N/mm}$ und der Mittelwert der Schlechteinstellungen beträgt $S_{niedrig} = 3036,25 \text{ N/mm}$. Dies entspricht einem Unterschied von 4,95 %. In Abbildung 5-44 ist der Einfluss auf die dynamischen Steifigkeit mit den Streuungen der jeweiligen Einstellungen gezeigt. Eine hohe Steifigkeit kann durch eine Kombination von niedrigem Volumenstrom, niedriger Werkzeugtemperatur, geringer Nachdruckzeit und hoher Massetemperatur erreicht werden.

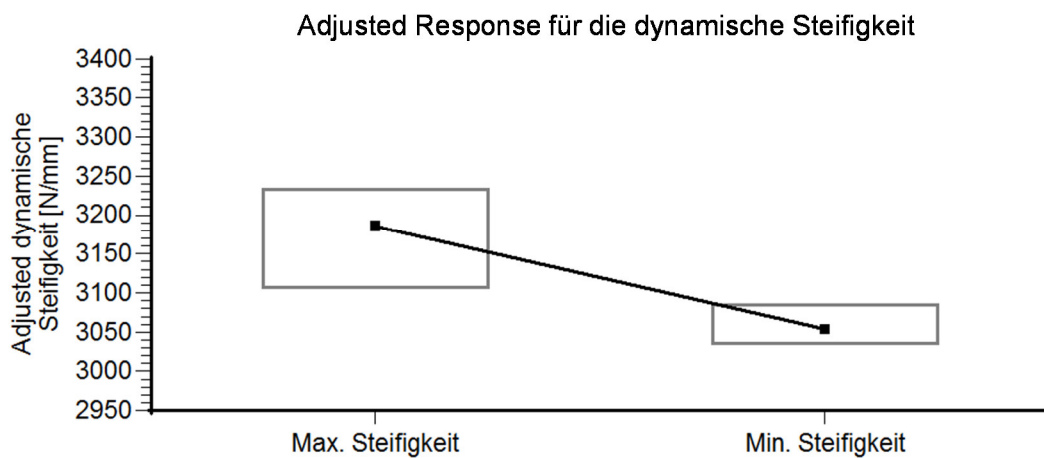


Abbildung 5-44 Adjusted Response Graph für die Zielgröße dynamische Steifigkeit.

5.5 Zusammenfassung und Bewertung der stochastischen Einflussgrößen

In dem vorangegangenen Abschnitt wurden stochastische Einflussgrößen auf die Belastung, die Beanspruchung und die Beanspruchbarkeit von kgfv Kunststoffen erörtert. Dabei wurde zwischen einer quasistatischen und zyklischen Belastung unterschieden. Die Einflussgrößen sind schwankende Lasten, schwankende Geometrien und veränderliche Prozessparameter bei der Herstellung der Bauteile.

Schwankungen durch Toleranzen und Nachgiebigkeiten der mit einem kgfv Kunststoffbauteil (Lagerbuchse) in Kontakt stehenden Bauteile beeinflussen die Belastung signifikant. Die Änderung der Belastung hat eine Zunahme der Beanspruchung der betrachteten Lagerbuchse zur Folge. Den größten Einfluss weisen hierbei die Toleranzen der anderen Bauteile durch eine erhöhte Dehnung in der Loslagerbuchse auf.

Schwankungen der Geometrie des kgfv Kunststoffbauteils, die auf Schwindung und Verzug zurückzuführen sind, wirken sich ebenfalls durch eine erhöhte Beanspruchung im Bauteil aus. Hierbei führt eine Dickenänderung des Bauteils zu einer Erhöhung der Dehnung in einem versagenskritischen Bereich.

Schwankungen im Herstellungsprozess eines kgfv Kunststoffbauteils beeinflussen die Beanspruchbarkeit von kgfv Kunststoffen. Die Prozessparameter Volumenstrom der Masse, Nachdruck, Nachdruckzeit sowie die Masse- und Werkzeugtemperatur werden als signifikante Einflussgrößen mittels der DoE identifiziert. Der Einfluss dieser Parameter auf die Bruchspannung unter Zugbelastung kann mit einem linearen Regressionsmodell beschrieben werden. Bei Versuchen unter Schubbelastung ist ebenfalls eine Korrelation zwischen der Bruchspannung und den Prozessschwankungen zu erkennen. Eine weitere wichtige Erkenntnis ist, dass die Kennwerte E-Modul und Schubmodul unbeeinflusst bleiben. Somit sind keine Rückschlüsse von den Modul-Kennwerten des kgfv Kunstoffs auf Versagenskennwerte möglich. Das ist insofern von Bedeutung, als dass diese einfach zu ermittelnden Modul-Kennwerte häufig in der Qualitätssicherung verwendet werden. Die durchgeführten Untersuchungen weisen aber nach, dass sich die betrachteten Prozessschwankungen in den Modul-Kennwerten nicht widerspiegeln, wohl aber in den Versagenskennwerten des Werkstoffes erkennbar sind.

Darüber hinaus ist festgestellt, dass der Einfluss der Prozessschwankungen bei einem mehraxialen Beanspruchungszustand ausgeprägter ist als bei einem uniaxialen. Dieses Ergebnis ist vor dem Hintergrund, dass mehraxiale Beanspruchungszustände in technischen Bauteilen wie beispielsweise in Lenksystemen im Betriebszustand häufig auftreten, besonders bedeutsam. Pro-

zessschwankungen bilden sich in diesem Fall deutlich stärker auf das mechanische Bauteilverhalten ab, als es mit einfachen Belastungszuständen beispielsweise im Rahmen der Qualitätssicherung zu erkennen wäre.

In der gekoppelten Prozess-Struktur-Simulation werden ebenfalls die signifikanten Herstellparameter mit Hilfe der DoE identifiziert. Die Gegenüberstellung mit realen Versuchen zeigt jedoch, dass der Einfluss auf das mechanische Verhalten sehr viel geringer ist. Der Grund für diesen Unterschied kann auf die Faserorientierung zurückgeführt werden. Die Prozessschwankungen im Spritzgießprozess verändern die Faserorientierungen im Bauteil und somit das mechanische Verhalten. Die Untersuchung hat gezeigt, dass die Prozesssimulation diesen Einfluss derzeit nicht ausreichend genau abbildet. Werden die Faserorientierungen jedoch so eingestellt, wie sie experimentell gemessen werden, ist die Änderung des mechanischen Verhaltens auch in der Struktursimulation gut ersichtlich.

In Kapitel 5.4 wurde außerdem ein Fokus auf die Herstellparameter eines Lenkungsbauteils gelegt, indem der Einfluss auf das zyklische Werkstoffverhalten eines PA66 GF30 untersucht wird. Drei Zielgrößen dienen zur Bewertung des Einflusses auf das zyklische Werkstoffverhalten: die Lastzyklen, die dynamische Steifigkeit und die dissipierte Energie. Voruntersuchungen zeigten, dass die Lastzyklen und somit die Lebensdauer des untersuchten Werkstoffs einer großen Streuung unterliegt. Die Standardabweichung beträgt circa 50 % des Mittelwerts. Mithilfe der DoE-Methode kann kein Einfluss der Prozessschwankungen auf die Lastzyklen erkannt werden. Dies trifft auch für die dissipierte Energie zu. Bezüglich der dynamischen Steifigkeit werden jedoch der Volumenstrom, die Werkzeugtemperatur, die Massetemperatur und die Nachdruckzeit als signifikante Größen identifiziert. Mit einem linearen Regressionsmodell wird der Einfluss dieser vier Prozessparameter auf die dynamische Steifigkeit umfassend beschrieben. Wiederholversuche bestätigen diesen Einfluss noch einmal. Die Steifigkeit variiert durch die Prozessschwankungen um bis zu 4,95 %. Diese Erkenntnis kann beispielsweise in Hinblick auf das Deformationsverhalten in die Entwicklung neuer Lenkungsbauteile einfließen.

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass der Einfluss der untersuchten Prozessschwankungen auf die Beanspruchbarkeit unter zyklischer Last (Lebensdauer) eines PA66 GF30 geringer ist als die grundsätzliche Streuung des Beanspruchbarkeit. Als Konsequenz müssen bei der Auslegung neuer Bauteile keine zusätzlichen Sicherheitsfaktoren bezüglich der Lebensdauer eingeführt werden, wenn die Prozessparameter die untersuchten Bereiche nicht über- oder unterschreiten.

6 Auslegungsstrategien im Produktentstehungsprozess

Dieses Kapitel integriert die bisher vorgestellte Verbesserung zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens von kgfv Kunststoffen in die Simulation im Rahmen des PEP für Bauteile von Pkw-Lenksystemen. Dies gilt sowohl für die quasistatischen als auch für die zyklischen Belastungen. Außerdem wird eine Strategie vorgestellt, wie Streuungen der Belastung, der Geometrie und des Werkstoffverhaltens von kgfv Kunststoffbauteilen in einem simulationsgestützten PEP mitberücksichtigt werden können.

Im bisherigen PEP werden alle kgfv Kunststoffbauteile durch Versuche freigeprüft. Um eine schnellere und auch wirtschaftlichere Produktentwicklung zu erzielen, müssen mehr Simulationen zur Freigabe von Bauteilen eingesetzt werden. Bisherige Methoden zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens von kgfv Kunststoffen in der Simulation lassen eine simulationsbasierte Produktentwicklung nicht zu, da es zu große Abweichungen zwischen Simulations- und Versuchsergebnissen gibt. Außerdem werden Einflüsse auf das werkstoffspezifische Verhalten von kgfv Kunststoffen und auf die Dimensionierungskennwerte nicht hinreichend berücksichtigt. Die Einflussgrößen sind schwankende Belastungen, eine schwankende Geometrie und Prozessschwankungen.

Die in dieser Arbeit aufgezeigten Methoden sollen eine genauere Beschreibung der Beanspruchung und der Beanspruchbarkeit in der Simulation ermöglichen. Die Berücksichtigung des anisotropen und elastoplastischen Werkstoffverhaltens von kgfv Kunststoffen führt zu einer Verbesserung der Beschreibung der Beanspruchung in der Simulation, sowohl für quasistatischen Belastungen (siehe Kapitel 3.5) als auch für zyklische Belastungen (siehe Kapitel 4.6). Außerdem erfolgt für beide Belastungsarten die Vorstellung geeigneter Dimensionierungskennwerte, um die Beanspruchung kgfv Kunststoffbauteile gut beschreiben zu können.

Die Verbesserungen sollen in der Produktentwicklung von kgfv Kunststoffbauteilen Anwendung finden und in den PEP für Pkw-Lenksysteme, der in Kapitel 2.1 beschrieben ist, integriert werden. Für jedes Gate (K-Stand) muss eine Anpassung der Methode zur Beschreibung der Beanspruchung mit Bezug zum Entwicklungsstand und den benötigten Kennwerten geschehen. Außerdem ist es notwendig, die Versuche nach Untersuchungen zur Werkstoffcharakterisierung und jenen zur Bauteilfreigabe zu differenzieren.

In Abbildung 6-1 sind Simulation und Versuche zur Auslegung von kgfv Kunststoffbauteilen bezüglich quasistatischer Belastungen mit Bezug auf die K-Stände und das Freigeben der Musterbauteile dargestellt. Zu Beginn einer Entwicklung, bei der die Anforderungen an das Bauteil noch nicht ausdetailliert sind und nicht alle Werkstoffkennwerte zur Verfügung stehen, kann eine isotrope, elastoplastische FEM-Berechnung durchgeführt werden (siehe Kapitel 3.2). Dies soll zur groben Abschätzung der Beanspruchung im Bauteil dienen. Für Dimensionierungskennwerte zu Beschreibung der Beanspruchbarkeit wird die maximale Dehnung verwendet, die mit dem Vorgehen nach Oberbach [69] für die Belastungsart abgemindert wird. Werkstoffkennwerte stehen entweder durch den Werkstoffhersteller zu Verfügung oder können der CAMPUS-Datenbank [7] entnommen werden. Auf Basis der Simulationsergebnisse wird dann ein A-Mus-

ter Bauteil erstellt. Beim gleichen Entwicklungsstand (K10) müssen Versuche zur Werkstoffcharakterisierung durchgeführt werden, die für die nachfolgenden Simulationen notwendig sind. Dabei handelt es sich um richtungsabhängige Zugversuche und eine CT-Aufnahme der Faserausrichtung in einem Zugprüfstab. Die Werkstoffcharakterisierung ist nur notwendig, wenn neben der Neuentwicklung der Bauteilgeometrie auch ein neuer Werkstoff eingesetzt wird.

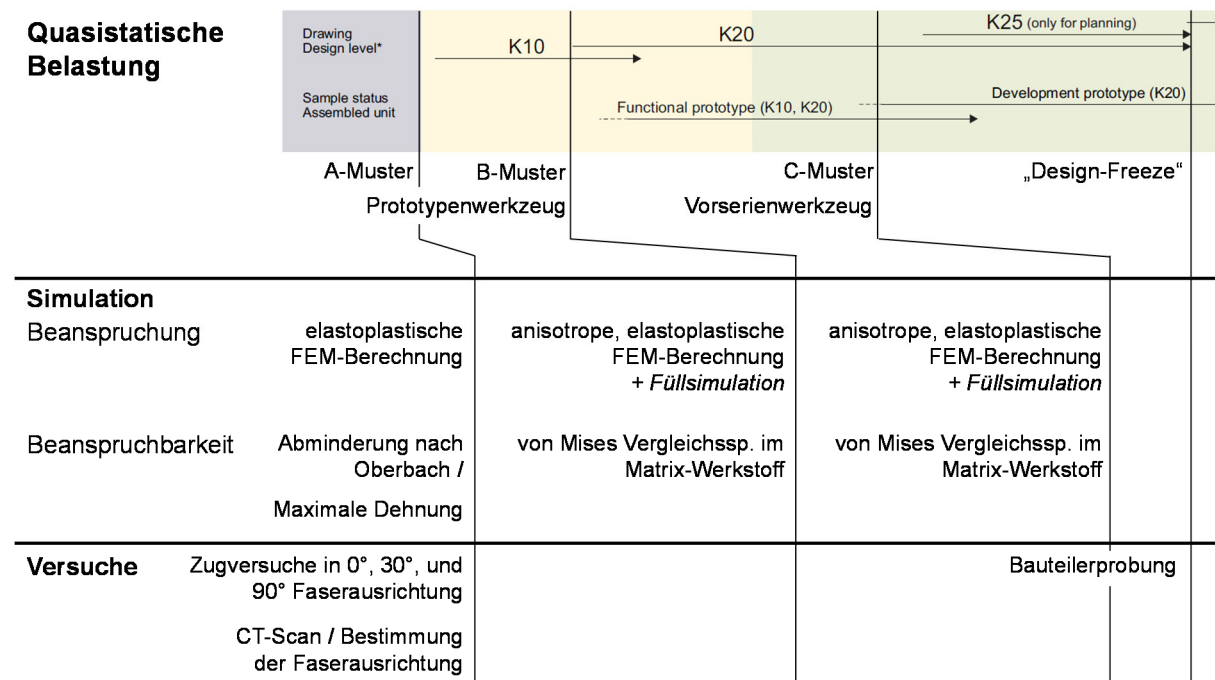


Abbildung 6-1 Quasistatische Belastung: simulationsgestützter PEP für kgfv Kunststoffbauteile in Pkw-Lenk-systeme.

Ab dem Entwicklungsstand K20 erfolgt die Herstellung des Musterbauteils im Spritzgießprozess mit einem Prototypenwerkzeug. Entsprechend sind an dieser Stelle auch Herstellungsgrößen wie die Prozessparameter und der Angusspunkt festzulegen. Bereits hier kann eine Füllsimulation ausgeführt werden, welche die lokale Faserausrichtung im Bauteil ermittelt. Somit kann das anisotrope und elastoplastische Werkstoffverhalten von kgfv Kunststoffen in der FEM-Berechnung Berücksichtigung finden. Als Beanspruchungsgrenzwert kommt hier die von Mises-Vergleichsspannung im Matrixmaterial zum Einsatz. Auf Basis der werkstoffspezifischen Beschreibung der Beanspruchung und Beanspruchbarkeit besteht die Möglichkeit der Einflussnahme auf das Prototypenwerkzeug. Darüber hinaus werden vor der Erstellung des Vorserienwerkzeugs eine Füllsimulation und eine anisotrope, elastoplastische FEM-Berechnung durchgeführt. In letzten Entwicklungsschritt (K25) findet eine Bauteilprüfung statt, um das Serienbauteil freizugeben.

In Abbildung 6-2 ist das Vorgehen im PEP von KgfV Kunststoffbauteilen in Lenksystemen hinsichtlich zyklischer Belastung abgebildet, unter Einbindung der in den vorherigen Kapiteln beschriebenen verbesserten Beschreibung des zyklischen Verhaltens in der Simulation. Die Auslegung hinsichtlich zyklischer Belastungen baut auf der quasistatischen Simulation im Sinne der Beschreibung der Beanspruchung auf. Insbesondere das Werkstoffverhalten wird in der FEM-Berechnungen auf identische Weise dargestellt. Zur Grobauslegung des Bauteils findet zu Beginn des K10-Standes eine FEM-Berechnung mit isotropem, elastoplastischem Werkstoffverhalten statt. Die Beanspruchbarkeit hinsichtlich zyklischer Belastung wird über die maximale Dehnung im Bauteil und einem geeigneten Abminderungsfaktor für zyklische Belastung [69] beschrieben. Für die Simulation im nächsten Entwicklungsschritt und einer detaillierteren Lebensdauervorhersage müssen richtungsabhängige, dehnungsbasierte Wöhlerlinien in 0°- und 90°- Faserausrichtung erstellt werden. Diese Versuche sind notwendig, wenn ein neuer Werkstoff eingesetzt werden soll. Für die Entwicklungsschritte K10 und K20 wird in der Simulation zur Beschreibung der Beanspruchung eine anisotrope, elastoplastische FEM-Berechnung durchgeführt. Die Lebensdauerabschätzung erfolgt anschließend mit dem in Kapitel 4.4 vorgestellten, dehnungsbasierten Ansatz. Ab dem K25 Entwicklungsschritt können mit dem C-Muster, das im Vorserienwerkzeug hergestellt wird, Bauteilerprobungen gemacht werden. Diese haben den Zweck, die Simulationen abzusichern und das Bauteil zur Serienproduktion freizugeben.

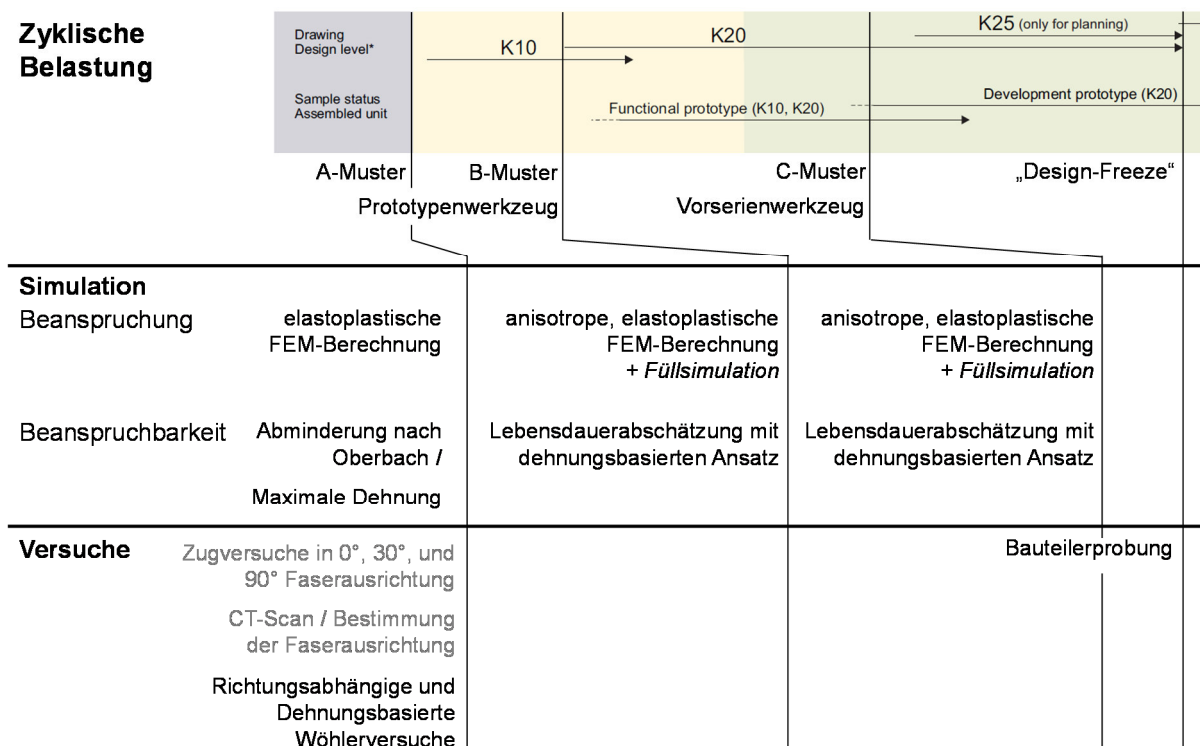


Abbildung 6-2 Zyklische Belastung: simulationsgestützter PEP für kgfv Kunststoffbauteile in Pkw-Lenksystemen.

Die bisher beschriebenen Verbesserungen beziehen sich auf die Simulationsmethoden. Eine weitere Verbesserung der Simulation erfolgt durch Berücksichtigung von Streuungen in der Belastung, der Beanspruchung und der Beanspruchbarkeit. Zudem müssen diese Streuungen in dem PEP mit einbezogen werden.

In der Simulation können die Streuungen mittels Abminderungsfaktoren berücksichtigt werden. Das bedeutet, dass für eine quasistatische FEM-Berechnung reduzierte Werte für die Beanspruchbarkeit verwendet werden. Die Abminderung entspricht der Summe aller vorkommenden Schwankungen aus den Lasten, der Geometrie und dem Werkstoffverhalten, um die es in Kapitel 5 besonders geht. In Abbildung 6-3 sind die Abminderungsfaktoren für die Spannung und die Dehnung dargestellt. Für die Betrachtung der maximalen Spannungen entspricht dies einer Abnahme von 28 % und für die maximalen Dehnungen von 32 %.

Wird die Lebensdauer auf Basis einer quasistatischen FEM-Berechnung durchgeführt und Dimensionierungskennwerte nach Oberbach [69] vor Beginn des Entwicklungsschritts K10 eingesetzt, gibt es die Möglichkeit, auch hier einen Abminderungsfaktor für die Beanspruchbarkeit zu benennen, der die stochastischen Einflussgrößen mitberücksichtigt. Kennwerte der maximalen Spannungen müssen hierbei um 30 % abgemindert werden und Kennwerte der maximalen Dehnungen um 33 %, siehe Abbildung 6-3.

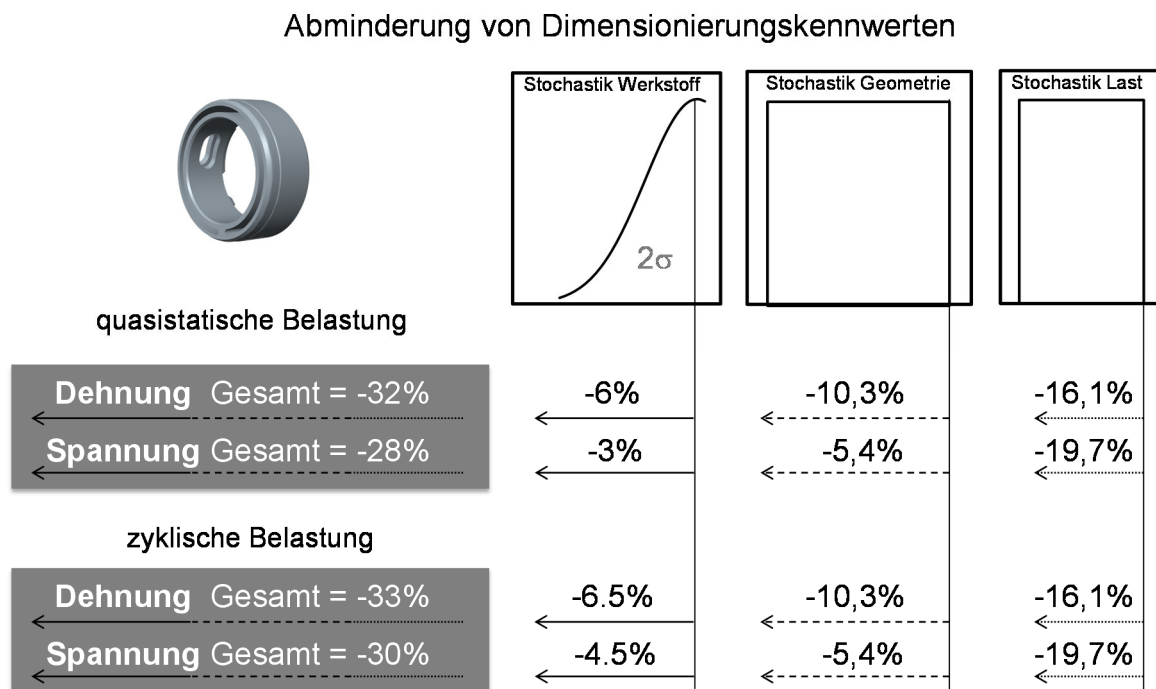


Abbildung 6-3 Abminderung von Belastungs-Grenzwerten in der FEM-Berechnung von kgfv Kunststoffen durch stochastische Einflussgrößen.

In Kapitel 5.4 wird aufgezeigt, dass die Grundstreuung der Bruchzyklen größer ist als der Einfluss der Herstellungsschwankungen. Im Sinne der Absicherung der Bauteile gegen Versagen unter zyklischer Last in der Produktentwicklung gibt es keine Notwendigkeit, weitere Abminderungsfaktoren zu verwenden. Der Berücksichtigung der Grundstreuung bei zyklischer Belastung wird Rechnung getragen, indem die richtungsabhängigen Wöhlerlinien für den dehnungsbasierten Lebensdaueransatz mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von 99 % bestimmt werden. Dadurch wird die Grundstreuung bereits in die Eingangsdaten für die Simulation der kgfv Kunststoffbauteile zur Berechnung der Lebensdauer einbezogen.

7 Zusammenfassung und Ausblick

Gegenstand der vorliegenden Arbeit ist die Verbesserung der simulationsgestützten Produktentwicklung von kgfv Kunststoffbauteilen in Pkw-Lenkssystemen. Die Verbesserung bezieht sich sowohl auf quasistatische als auch auf zyklische Belastungen und wird in den aktuell gültigen PEP integriert.

Durch eine Gegenüberstellung von quasistatischen FEM-Berechnungen mit unterschiedlichen Materialmodellen kann sowohl eine Verbesserung der Vorhersage bezüglich des Verformungsverhaltens als auch in Bezug auf die Beanspruchbarkeit aufgezeigt werden. Die Verbesserung wird erreicht, indem das anisotrope und elastoplastische Werkstoffverhalten in der FEM-Berechnung mitberücksichtigt wird und geeignete Dimensionierungskennwerte zum Einsatz kommen.

Für eine erste Abschätzung der Beanspruchung zu einem frühen Entwicklungszeitpunkt kann eine isotrope, elastoplastische FEM-Berechnung unter Einbeziehung der Abminderungsfaktoren nach Oberbach [69] durchgeführt werden. Sobald die Herstellung der Bauteile mit einem Prototypenwerkzeug im Spritzgießverfahren erfolgt ist, sollte eine anisotrope, elastoplastische FEM-Berechnung folgen, um die genaue Beanspruchung zu ermitteln und entsprechende Aussagen zur Dimensionierung und zum Versagen des Bauteils treffen zu können. Die anisotrope, elastoplastische FEM-Berechnung hat einen Mehraufwand zur Folge, der sich jedoch nicht signifikant auf den PEP auswirkt.

Der zweite betrachtete Lastfall, der für kgfv Kunststoffbauteile in Lenkssystemen von Bedeutung ist, sind zyklische, mechanische Belastungen. Hierfür wurde im Rahmen dieser Arbeit ein verbessertes Auslegungskonzept zur Vorhersage der Lebensdauer erarbeitet und präsentiert. Bei dem neuen Konzept wird ein dehnungsbasierter Ansatz entwickelt, der das anisotrope und elastoplastische Werkstoffverhalten abbildet. Außerdem berücksichtigt es den Einfluss der mittleren Belastung. Wie anhand experimenteller Versuchsergebnisse gezeigt wurde, kann mit diesem Ansatz im Vergleich mit der momentan verwendeten Form der Auslegung eine verbesserte Lebensdauervorhersage erzielt werden. Ein weiterer Vorteil ist der geringe Aufwand für experimentelle Versuche zur Charakterisierung neuer Werkstoffe. Dies sind zwei richtungsabhängige, dehnungsbasierte Wöhlerlinien. Im PEP kann dieser Ansatz eingesetzt werden, sobald das Prototypenwerkzeug konstruiert wurde, was dem Entwicklungsstand K20 entspricht. Bereits in früheren Entwicklungsstadien ist es möglich, zur Grobabschätzung der Lebensdauer

eine isotrope, elastoplastische FEM-Berechnung durchzuführen und Grenzwerte nach Oberbach [69] zu verwenden.

Mit dem Ziel die Belastung, die Beanspruchung und die Beanspruchbarkeit in der Simulation der kgfv Kunststoffbauteile besser zu erfassen, werden die Einflussgrößen auf das quasistatische, mechanische Verhalten durch die Herstellung der Bauteile und dem Betrieb der Lenkung untersucht. Insbesondere wird auf die Schwankung von drei Einflussgrößen eingegangen: variierende Lasten, geometrische Schwankungen sowie Prozessschwankungen in der Herstellung der Bauteile.

Als erstes werden die Lastrandbedingungen untersucht, denen die kgfv Kunststoffbauteile im Betrieb der Lenkung ausgesetzt sind. Aufgrund von Toleranzen und Nachgiebigkeiten der Bauteile, die in Verbindung mit den kgfv Kunststoffbauteilen stehen, ändern sich die Belastungen. Diese Änderungen werden in der FEM-Berechnung eines Lenkungsbauteils abgebildet und bewertet. Die Berechnungsergebnisse weisen eine erhöhte Beanspruchung nach und erfordern die Berücksichtigung bei der Dimensionierung der Bauteile im PEP.

Die zweite betrachtete Einflussgröße sind die geometrischen Schwankungen, welche durch den Verzug und die Schwindung der Bauteile bei der Herstellung entstehen. Ausgehend von CT-Messungen werden die Abweichungen der Bauteile von der idealen Geometrie ermittelt, bei FEM-Berechnungen eines Lenkungsbauteils berücksichtigt und die Auswirkung auf die Beanspruchung beschrieben. Hierbei ist eine Zunahme der Dehnungen an versagensnahen Bereichen zu erkennen, welche ebenfalls in die Dimensionierung der Bauteile einfließen muss.

Mit Hilfe einer DoE-Analyse wird der Einfluss von Prozessschwankungen auf das quasistatische Werkstoffverhalten erarbeitet. Eine wichtige Erkenntnis ist, dass die Prozessschwankungen auf den linearelastischen Bereich (E-Modul und Schub) keinen Einfluss haben, jedoch sehr wohl auf die Bruchspannung und Bruchdehnung. Außerdem ist der Einfluss der Prozessschwankungen bei einem mehraxialen Beanspruchungszustand deutlich größer als bei einem uniaxialen. Die Prozessschwankungen bilden sich in diesem Fall deutlich stärker auf die Beanspruchung der Bauteile ab, als das mit einem einfachen Belastungszustand der Fall ist. Außerdem zeigt eine Gegenüberstellung von experimentellen Versuchen und Simulationen, dass die Einflüsse von Prozessschwankungen primär auf die Faserorientierung zurückzuführen sind. Ein weiteres Ergebnis aus dieser Gegenüberstellung ist, dass die Simulation die Einflüsse der Prozessschwankungen auf das quasistatische, mechanische Werkstoffverhalten nicht abbilden kann.

Für alle drei Einflussgrößen – die Lasten, die Geometrie und den Werkstoff – kann ein ganzheitlicher Abminderungsfaktor für die Spannung und Dehnung ermittelt werden. Dieser Abminderungsfaktor wird bei dem Grenzwert der Beanspruchbarkeit angewandt.

Der Einfluss von Prozessschwankungen auf das zyklische Verhalten von kgfv Kunststoffen wurde ebenfalls in dieser Arbeit untersucht. Mit Hilfe einer DoE-Analyse wurde eine Beeinflussung durch Schwankungen im Spritzgießprozess auf die dynamische Steifigkeit eines PA66 GF30 erkannt. Diese Erkenntnis ist für die Entwicklung neuer Bauteile von Bedeutung, da die Steifigkeit und somit das Verformungsverhalten durch die Prozessparameter angepasst werden kann. Indes besteht kein Zusammenhang zwischen der Beanspruchbarkeit und den Prozessparametern, da die Lebensdauerversuche bis zum Bruch der Bauteile grundsätzlich einer großen Streuung unterliegen. Im Zuge der Produktentwicklung müssen die Prozessschwankungen hinsichtlich der Lebensdauer der Bauteile nicht zusätzlich berücksichtigt werden.

Eine zukünftige Verbesserung der quasistatischen FEM-Berechnung von kgfv Kunststoffbauteilen ist der Einsatz der Hill-Plastizität [45], die das anisotrope, plastische Werkstoffverhalten beschreibt. Dadurch kann die Berechnungszeit im Vergleich zur zweistufigen Homogenisierungsmethode reduziert werden. Ferner ist zur Abbildung der Beanspruchbarkeit von kgfv Kunststoffen das Tsai-Hill Kriterium [88] geeignet.

Weiterführende Forschungsarbeiten können einen Beitrag zur Verbesserung der Beschreibung des Werkstoffverhaltens von kgfv Kunststoffen für industrielle Aufgabenstellungen leisten. Eine Verbesserung der FEM-Berechnung kann insbesondere erfolgen, indem das viskoelastische und viskoplastische Werkstoffverhalten ebenfalls abgebildet werden.

Zukünftig besteht die Möglichkeit, mit dem vorgestellten dehnungsbasierten Ansatz weitere kgfv Kunststoffe zu untersuchen und den Einfluss von Zug- und Druckbelastungen bei der Lebensdauerberechnung zu berücksichtigen. Durch die Implementierung des Rainflow-Zählverfahrens in den dehnungsbasierten Ansatz zur Berücksichtigung von Lastkollektiven gibt es außerdem Potential, eine schnellere Berechnung der Lebensdauer zu erzielen.

8 Literaturverzeichnis

- [1] Aurich, T. 2000. *Spritzgießen und resultierende Verbundeigenschaften von flachsfaser-verstärkten Polypropylen*. Fakultät für Maschinenbau und Verfahrenstechnik, Technischen Universität Chemnitz.
- [2] Becker, F. 2009. *Entwicklung einer Beschreibungsmethodik für das mechanische Verhalten unverstärkter Thermoplaste bei hohen Deformationsgeschwindigkeiten*. Zentrum für Ingenieurwissenschaften, Martin-Luther-University Halle Wittenberg.
- [3] Bernasconi, A., Davoli, P., Basile, A., und Filippi, A. 2006. Effect of fibre orientation on the fatigue behaviour of a short glass fibre reinforced polyamide-6. *International Journal of Fatigue* 29-38, 9.
- [4] Bertsche, B. und Lechner, G. 2004. *Zuverlässigkeit im Fahrzeug- und Maschinenbau. Ermittlung von Bauteil- und Systemzuverlässigkeiten*. Springer-Verlag Berlin.
- [5] Bourdon, R., Hellmann, A., Schreckenber, J., und Schwegmann, R. 2012. Standardisierte Prozess- und Qualitätsoptimierung mit DOE-Methoden - eine Kurzanleitung für die Praxis beim Spritzgießen. *Journal of Plastics Technology* 8, 25.
- [6] Brandes, J. 2006. Verstärkungsfasern.
- [7] *CAMPUSplastics*. CWF GmbH, Frankfurt am Main.
- [8] Carl Zeiss Industrielle Messtechnik. 2016.
- [9] Christensen, R., Schantz, H., und Shapiro, J. 1991. On The Range Of Validity Of The Mori Tanaka Method. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 40, 69-73.
- [10] Cintra, J. S. und Tucker, C. L. 1995. Orthotropic closure approximations for flow induced fiber orientation. *The Society of Rheology* 39, 6, 1095–1122.
- [11] *Converse*. PART Engineering GmbH.
- [12] *Cornerstone*. CamLine GmbH.
- [13] Kujawski, D und Ellyin, F. 1995. A unified approach to mean stress effect on fatigue threshold conditions. *International Journal of Fatigue* 17, 2, 101–106.
- [14] De Monte, M., Moosbrugger, E., Jaschek, K., und Quaresimin, M. 2010. Multiaxial fatigue of a short glass fibre reinforced polyamide 6.6 – Fatigue and fracture behaviour. *International Journal of Fatigue* 32, 1, 17–28.

- [15] De Monte, M., Moosbrugger, E., und Quaresimin, M. 2010. Influence of temperature and thickness on the off-axis behaviour of short glass fibre reinforced polyamide 6.6 – cyclic loading. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 41, 11.
- [16] De Monte, M., Moosbrugger, E., und Quaresimin, M. 2010. Influence of temperature and thickness on the off-axis behaviour of short glass fibre reinforced polyamide 6.6 – Quasi-static loading. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 41, 7, 859–871.
- [17] Diebels, S. 2012. *Kontinuumsmechanik*. Universität des Saarlandes.
- [18] *Digimat*. E-XSTREAM.
- [19] DIN EN ISO 527-2. *Kunststoffe: Bestimmung der Zugeigenschaften Teil 2: Prüfbedingungen für Form- und Extrusionsmassen 1A 1A, 527-2*.
- [20] Drucker, D. C. und Prager, W. 1952. Soil mechanics and plastic analysis for limit design. *Quarterly of Applied Mathematics* 10, 2, 9.
- [21] *Durethan AKV 35*. 2013. LANXESS AG.
- [22] Ehrenstein, G. W. 2007. *Mit Kunststoffen konstruieren 3*. Hanser Verlag, München.
- [23] EN ISO 1110. *Polyamide - Beschleunigte Konditionierung von Probekörpern*.
- [24] E.-X. Engineering. 2007. Modelling of composite.
- [25] Eshelby, J. D. 1957. The Determination of the Elastic Field of an Ellipsoidal Inclusion and Related Problems. *Proc. R. Soc. London* 241, A, 21.
- [26] *Femfat*. Magna Steyr.
- [27] Ferrano, F., Lipka, A., und Stommel, M. 2015. Der Einfluss von Prozessparametern auf das mechanische Verhalten kurzfaserverstärkter Kunststoffbauteile in Lenksysteme. *Journal of Plastics Technology* 11, 4, 34.
- [28] Ferrano, F., Lipka, A., und Stommel, M. 2016. Estimation of the Lifetime of Short Fiber-Reinforced Plastic Parts in Steering Systems. *AIP Conference Proceedings*, 1779.
- [29] Ferreño, D., Carrascal, I., Ruiz, E., und Casado, J. A. 2011. Characterisation by means of a finite element model of the influence of moisture content on the mechanical and fracture properties of the polyamide 6 reinforced with short glass fibre. *Polymer Testing* 30, 4, 420–428.
- [30] Fisher, R. A. 1921. On the Mathematical Foundations of Theoretical Statistics. *The Royal Society* 222, 309–368.

- [31] Folgar, F. und Tucker, C. L. 1984. Orientation Behavior of Fibers in Concentrated Suspensions. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 3, 2, 98–119.
- [32] Gaier, C. 2007. *Bewertung kurzfaserverstärkter Kunststoffe mit FEMFAT MAX 4.7*. FEM Newsletter.
- [33] Gaier, C., Dannbauer, H., und Werkhausen, A. 2007. Festigkeitsbewertung von Komponenten aus kurzfaserverstärkten Kunststoffen. *NAFEMS MAGAZIN* 8, 3, 11.
- [34] Gaier, C., Unger, B., und Dannbauer, H. 2010. Multiaxial fatigue analysis of orthotropic materials. *Revue de Métallurgie* 107, 9, 7.
- [35] Glöckner, R. und Kolling, S. Modell Based Algorithm for Fibre Detection in Microcomputer-Tomography. *Computational Materials Science*.
- [36] Gross, D. und Seelig, T. 2007. *Bruchmechanik*. Springer, Berlin.
- [37] Erhardt, G. *Konstruieren mit Kunststoffen*. Carl Hanser Verlag.
- [38] Guo, W., Hua, L., Mao, H., und Meng, Z. 2011. Prediction of warpage in plastic injection molding based on design of experiments. *Journal of Mechanical Science and Technology* 26, 4, 1133–1139.
- [39] Häberlein, M. 2015. *Eigenschaftsvergleich von Kunststoffen*, Fachhochschule Frankfurt.
- [40] Haibach, E. 2008. *Betriebsfestigkeit*. Springer-Verlag Berlin.
- [41] Halpin J. C. und N. J. Pagano. 1969. The Laminate Approximation for Randomly Oriented Fibrous Composites. *Air Force Materials Laboratory*.
- [42] Hänel, B., Wirthgen, G., Zenner, H., und Seeger, T. Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile. *FKM Richtlinie 183-2*.
- [43] Hartmann, J., Monin, M., Louise, A. M., Ayglon, D., Robichon, P., Limousin, E., Gerard, F., Naudin, F., Guyon, D., Launay, A., Raoult, I., Büter, A., und Sonsino, C. M. 2015. *Influence of Frequency and Stress Concentration on Fatigue Behaviour of Short Glass-Fibre Reinforced Polyamides*. Fraunhofer Institute LBF, Darmstadt.
- [44] Hashemi, S. 2011. Temperature, strain rate and weldline effects on strength and micromechanical parameters of short glass fibre reinforced polybutylene terephthalate (PBT). *Polymer Testing* 30, 8, 801–810.
- [45] Hill, R. 1964. Theory of Mechanical Properties of Fibre-Strengthened Materials: 1. Elastic Behaviour. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 12, 199–212.

- [46] Hollomon, J. H. 1949. Tensile Deformation. *Trans. American Institut min. Metallurg. Eng.* 162, 23.
- [47] Horst, J. J. und Spoormaker, J. L. 1984. Mechanisms of Fatigue in Short Glass Fiber Reinforced Polyamide 6. *Polymer Engineering and Science* 36, 20, 9.
- [48] Kabir, M. R., Lutz, W., Zhu, K., und Schmauder, S. 2006. Fatigue modeling of short fiber reinforced composites with ductile matrix under cyclic loading. *Computational Materials Science* 36, 4, 361–366.
- [49] Kaiser, J. M. 2013. *Beitrag zur Berechnung kurzfaserverstärkter Kunststoffe - Deformation und Versagen. Lehrstuhl für Polymerwerkstoffe, Universität des Saarlandes.*
- [50] Kaiser, J. M. und Stommel, M. 2012. An Extended Mean-Field Homogenization Model to Predict the Strength of Short-Fibre Polymer Composites. *Technische Mechanik* 32, 2-5, 14.
- [51] Kaiser, J. M. und Stommel, M. 2014. Modified mean-field formulations for the improved simulation of short fiber reinforced thermoplastics. *Composites Science and Technology* 99.
- [52] Kammoun, S. 2011. *Micromechanical modeling of the progressive failure in short glass-fiber reinforced thermoplastics. Institute of Mechanics, Materials and Civil Engineering, Université catholique de Louvain.*
- [53] Kessler, L. und Gerlach, J. The impact of material testing strategies on the determination and calibration of different FEM material models. *iddrg Conference Paper 2006.*
- [54] Kleppmann, W. 2011. *Taschenbuch Versuchsplanung 7. Carl Hanser Verlag.*
- [55] Klimkeit, B., Castagnet, S., Nadot, Y., El Habib, A., Benoit, G., and Bergamo, S. 2011. Fatigue damage mechanisms in short fiber reinforced PBT+PET GF30. *Mechanical Science and Engineering A*, 528, 1577–1665.
- [56] Klimkeit, B., Nadot, Y., Castagnet, S., Nadot-Martin, C., C. Dumas b, S. Bergamo, Sonsino, C. M., und Büter, A. 2011. Multiaxial fatigue life assessment for reinforced polymers. *International Journal of Fatigue* 33, 14.
- [57] Kolling, S., Haufe, A., Feucht M., und Du Pois P.A. 2005. SAMP-1: A Semi-Analytical Model for the Simulation of Polymers. *4. LS-DYNA Anwenderforum Bamberg.*
- [58] Kunze, J. 2011. Ein Plädoyer für die dehnungsbezogene Auslegung. *Kunststoffe* 2, 5.

- [59] Kunze, J. und Studer, M., Eds. 2013. *Kritische Dehnungen als Auslegungskriterien - auch in der FEM-Simulation*. FHO Fachhochschule Ostschweiz, München.
- [60] Launaya, A., Maitournama, M. H., Marcob, Y., und Raoultc, I. 2012. *Multiaxial fatigue models for short glass fiber reinforced polyamide. Part I: Nonlinear anisotropic constitutive behaviour for the cyclic response.*, archives ouvertes france.
- [61] Launaya, A., Maitournama, M. H., Marcob, Y., und Raoultc, I. 2012. *Multiaxial fatigue models for short glass fiber reinforced polyamide. PartII: Fatigue life estimation*, archives ouvertes france.
- [62] Mallick, P. K. und Zhou, Y. 2004. Effect of mean stress on the stress-controlled fatigue of a short E-glass fiber reinforced polyamide-6,6. *International Journal of Fatigue* 26, 6.
- [63] Michaeli, W., Hoppmann, C., und Kriemer, H. 2012. Vom Ermüdungsverhalten zur Lebensdauervorhersage 4, 48–51.
- [64] *Moldflow Insight*. Autodesk Inc.
- [65] Mori, T. und Tanaka, K. 1973. Average Stress in Matrix and Average Elastic Energy of Materials with Misfitting Inclusions. *Acta Metallurgica* 21, 3.
- [66] Mourglia Seignobos, E. 2009. *Comprehension des mecanismes physiques de fatigue dans le polyamide vierge et renforce de fibres de verre*. Dissertation.
- [67] *NCode*. HBM.
- [68] Nouri, H., Meraghni, F., und Lory, P. 2009. Fatigue damage model for injection-molded short glass fibre reinforced thermoplastics. *International Journal of Fatigue* 31, 5, 934–942.
- [69] Oberbach, K. 1981. Berechnung von Kunststoff-Bauteilen. 11. *Konstruktionssymposium der DECHEMA* 91.
- [70] Pahl, G., Beitz, W., Feldhusen J., Grote, K.H. *Konstruktionslehre*. Springer-Verlag Berlin.
- [71] Pflamm-Jonas, T. 2001. *Auslegung und Dimensionierung von kurzfaserverstärkten Spritzgussbauteilen*. *Material- und Geowissenschaften*, Technischen Universität Darmstadt.
- [72] Radaj, D. und Vormwald, M. *Ermüdungsfestigkeit. Grundlagen für Ingenieure*. Springer-Verlag Berlin.

- [73] Radtke, A. 2008. *Steifigkeitsberechnung von diskontinuierlich faserverstärkten Thermoplasten auf der Basis von Faserorientierungs- und Faserlängenverteilungen*. Institut für Kunststoffprüfung und Kunststoffkunde, Universität Stuttgart.
- [74] Voigt, W. 1889. Über die Beziehung zwischen den beiden Elastizitätskonstanten isotroper Körper. *Annalen der Physik* 274, 573–587.
- [75] Robert Bosch Automotive Steering GmbH. *Konstruktionsstände von Produkten*.
- [76] Robert Bosch Automotiv Steering GmbH. 2014. *Elektrolenkung Servoelectric*.
- [77] Robert Bosch Automotive Steering GmbH. *Prozessbeschreibung Lagerbuchse*.
- [78] Stampfer, S. und Ehrenstein, W. Einfluss des Melkulargewichtes und des Glasfasergehalts auf das Kriechen von Thermoplasten.
- [79] Scheffler, E. 1974. *Einführung in die Praxis der statistischen Versuchsplanung*, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie.
- [80] Siebertz, K., van Bebber, D., und Hochkirchen, T. 2010. *Statistische Versuchsplanung Design of Experiment*. Springer.
- [81] Sonsino, C. und Moosbrugger, E. 2008. Fatigue design of highly loaded short-glass-fibre reinforced polyamide parts in engine compartments. *International Journal of Fatigue* 30, 7, 1279–1288.
- [82] Kolling, S. 2012. Eine Übersicht zur experimentellen Charakterisierung von Kunststoffen für die Crashsimulation. In *Simulation von Kunststoffen mit LS-DYNA*.
- [83] Stommel, M. 2012. *Polymere Verbundwerkstoffe und Werkstoffverbunde*, Universität des Saarlandes.
- [84] Stommel, M. und Schöneich, M. Biaxial Mechanical Characterization of Short Fiber Reinforced Thermoplastics. *Junior Euromat, At Lausanne, Switzerland, Volume: 12* 2014. DOI=10.13140/2.1.2274.0480.
- [85] Stommel, M., Stojek, M., und Korte, W. 2011. *FEM zur Berechnung von Kunststoff- und Elastomerbauteilen*. Hanser Verlag.
- [86] Susmel, L., Tovo, R., und Lazzarin, P. 2005. The mean stress effect on the high-cycle fatigue strength from a multiaxial fatigue point of view. *International Journal of Fatigue* 27, 8, 928–943.

- [87] Tandon, G. P. und Weng, G. J. 1984. The Effect of Aspect Ratio of Inclusions on the Elastic Properties of Unidirectionally Aligned Composites. *Journal of Polymer Composites* 5, 4, 327–333.
- [88] Tsai, S. W. 1968. Strength Theories of Filamentary Structures. *Fundamental Aspects of Fiber Reinforced Plastic Composites*, 9.
- [89] Tsai, S. W., Pagano N. J. 1968. Micromechanics of Composite Media. *Composite Material Workshop*.
- [90] Voce, E. 1948. *J. Inst. Metals*, 74, 1.
- [91] vonMises, R. 1913. Mechanik der festen Körper im plastisch- deformablen Zustand. *Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse*, 11.
- [92] Lutz, W., Lasko, G., Schmauder, S., Predak, S., Bullinger, O., Gerhard, H. und Busse, G. 2005. Spritzgieß-Simulation eines Glasfaserverstärkten Formteils mit Bindenaht zur Berchnung von Faserorientierung und resultierenden mechnanischen Eigenschaften. *19tes Stuttgarter Kunststoffkolloquium*.
- [93] Wang, J., O’Gara, J. F., und Tucker, C. L. 2008. An objective model for slow orientation kinetics in concentrated fiber suspensions: Theory and rheological evidence. *Journal of Rheology* 52, 5, 1179.
- [94] Wember, T. 2011. *Technische Statistik und statistische Versuchsplanung*.
- [95] Yang, Y. K., Shie, J. R., Liao, H. T., Wen, J. L., und Yang, R. T. 2008. A Study of Taguchi and Design of Experiments Method in Injection Molding Process for Polypropylene Components. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 27, 8, 819–834.
- [96] Yang, Y. K., Shie, J. R., Yang, R. T., und Chang, H. A. 2006. Optimization of Injection Molding Process for Contour Distortions of Polypropylene Composite Components via Design of Experiments Method. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 25, 15, 1585–1599.
- [97] Zago, A. und Springer, G. 2001. Fatigue Lives of Short Fiber Reinforced Thermoplastics Parts. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 20, 7.
- [98] ZF Friedrichshafen AG. Entwicklungsleitlinie kurzfaserverstärkter Thermoplaste.
- [99] Zimmer, J. 2015. *Analyse und Optimierung des flüssigkeitsgestützten Streckblasformens. Lehrstuhl für Kunststofftechnologie, Technische Universität Dortmund*.