

**Entwicklung eines neuartigen Gleitlagers mit
Faserverbundstruktur und
Hochleistungskunststoffen – Auslegung,
Modellierung & Prozessentwicklung**

Dissertation

**zur Erlangung des Doktorgrades
der Ingenieurwissenschaften**

vorgelegt von

Lars Thorsten Hefft
aus Berlin

genehmigt von der
Fakultät für Natur- und Materialwissenschaften
der Technischen Universität Clausthal

Tag der mündlichen Prüfung
27.09.2022

Dekan

Prof. Dr.-Ing. habil. Joachim Deubener

Vorsitzende der Promotionskommission

Prof. Dr. Ursula Fittschen

Betreuer

Prof. Dr.-Ing. Gerhard Ziegmann

Gutachter

Prof. Dr.-Ing. Armin Lohrengel



Danksagung

Unzähligen Leuten gehört hier mein Dank, welche mich auf meinem Weg bis heute begleitet haben. Jeder von euch hat auf seine Weise zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen. Danke dafür.

Hervorzuheben ist hier Herr Prof. Dr.-Ing. Gerhard Ziegmann, der sich als mein Doktorvater in den letzten Jahren immer wieder die Zeit nahm, meine Arbeit und meine Ergebnisse zu diskutieren, gleichzeitig mir jedoch auch immer das Vertrauen entgegenbrachte, die Arbeit frei zu gestalten und eigene Schwerpunkte zu setzen. Ebenso gilt mein Dank Herrn Prof. Dr.-Ing. Armin Lohrenegel für die Übernahme des Koreferats und für seine Unterstützung dieser Arbeit.

Für die tatkräftige Unterstützung beim Werkzeugbau, der Instandhaltung der Wickelmaschine, den DSC-Messungen und den vielen kleinen Fragen und Arbeiten in den letzten Jahren möchte ich mich herzlich bei den Mitarbeiter/-innen des Technikums und der Analytik des PuK bedanken. Den aktuellen und ehemaligen wissenschaftlichen Kollegen danke ich für ihre Unterstützung bei der Durchführung meiner Forschungsarbeiten.

Allen meinen Freunden, jedoch besonders den „Clausibratzen“, meinen engsten Freunden seit Beginn des Studiums, gilt ebenso mein Dank. Ohne euch wäre die Zeit in Clausthal sicher langweilig geworden und ich freue mich auf noch viele lustige und unvergessliche gemeinsame Momente mit euch.

Großer Dank gilt meiner Freundin. Sie hat, besonders in der finalen Phase, auf vieles verzichten müssen, bringt mir aber immer Verständnis entgegen und unterstützt mich tatkräftig, wo immer sie kann.

Zu guter Letzt bedanke ich mich herzlichst bei meiner Familie und besonders bei meinen Eltern, welche immer für mich da sind, mir zur Seite stehen und mir unendlich viele Perspektiven eröffnet haben.

Zusammenfassung

Aufgrund des geringen Eigengewichts, der herausragenden Trockenlaufeigenschaften und hohen Zuverlässigkeit sind Kunststoffgleitlager bereits heute in diversen Hochleistungsanwendungen ein essentieller Bestandteil. Nach dem Stand der Technik werden Kunststoffgleitbuchsen jedoch meist in ihre umgebende Struktur eingepresst, wobei es aufgrund des Kriechverhaltens zeitlich zu einer Verminderung der Fugenpressung kommt. Ein dauerhafter Einsatz der Lager bei erhöhten Temperaturen kann so zu einem Versagen führen.

Hochleistungskunststoffcompounds kombiniert mit faserverstärkten Kunststoffen mit duroplastischer Matrix können hier die Leistungsgrenzen verschieben, wurden derzeit jedoch nicht systematisch beschrieben oder entwickelt. Das volle Potenzial der Werkstoffe ausreizend, liegt das Ziel der Arbeit in der Entwicklung eines derartigen Faserverbundgleitlagers mit einer Gleitschicht aus Hochleistungskunststoffen, einer faserverstärkten Stützschaale auf duroplastischer Basis und einer Anbindung mittels SIPNs.

Im Rahmen der Arbeit erfolgt die Auslegung und Modellierung eines solchen Gleitlagers und die Prozessentwicklung zur Herstellung dieser. Abgestimmt auf das Herstellungsverfahren wird ein Simulationsmodell entwickelt, mit welchem die mechanischen Eigenschaften neu entwickelter Compounds mit anisotropen Additiven ohne Werkstoffprüfung berechnet werden können. Basierend auf mechanischen Untersuchungen und auf Lösungsversuchen wird das Potenzial der Anbindung gezeigt. Wichtige Einflussgrößen werden identifiziert und relevante Prozessparameter und -grenzen für die Gleitlagerherstellung werden ebenfalls ermittelt. Rückgekoppelt mit den berechneten mechanischen Eigenschaften der Gleitschichtcompounds erfolgt eine Optimierung des Lagenaufbaus der Stützschaale. Hierbei wird anhand der auftretenden Lagerkräfte der Lagenaufbau berechnet und die Auslegung des Gesamtsystems gesamthaft vorgenommen. Alle gewonnenen Erkenntnisse werden in der Prozessentwicklung zusammengeführt, woraus ein Herstellungsverfahren für die Gleitlager abgeleitet wird. Anschließend werden zur Validierung des Konzepts Lager gefertigt und erprobt. Somit zeigt diese Arbeit schlussendlich eine gesamthafte Auslegung samt zugehörigem Herstellungsverfahren des neuartigen Gleitlagers.

Abstract

Due to their low intrinsic weight, outstanding dry-running properties and high reliability, plastic plain bearings are already an essential component in various high-performance applications. However, according to the state of the art, plastic plain bearings are usually pressed into their surrounding structure, whereby a reduction in joint pressure occurs over time due to the creep behaviour. Usage of the bearings at elevated temperatures can thus lead to failure.

High-performance plastic compounds combined with fibre-reinforced plastics with a thermosetting matrix can push the performance limits here, but have not been systematically described or developed yet. Exploiting the full potential of the materials, the aim of the work is to develop such a fibre composite bearing with a sliding layer of high-performance plastics, a fibre-reinforced support shell on a thermoset basis and a connection by means of SIPNs.

Within the scope of the work, the design and modelling of such a plain bearing and the process development for its manufacture are carried out. Matched to the manufacturing process, a simulation model is developed with which the mechanical properties of newly developed compounds with anisotropic additives can be calculated without material testing. Based on mechanical investigations and solubility tests, the potential of the bonding is shown. Important influencing variables are identified and relevant process parameters and limits for the production of plain bearings are also determined. An optimisation of the layer structure of the support shell is carried out in feedback with the calculated mechanical properties of the sliding layer compounds. The stacking sequence of the layers is calculated on the basis of the occurring bearing forces and the overall design of the system is carried out. All the knowledge gained is combined in the process development, from which a manufacturing process for the plain bearings is derived. Bearings are then manufactured and tested to validate the concept. Thus, this work finally shows an overall design including the associated manufacturing process of the new type of plain bearing.

Inhaltsverzeichnis

1. Einleitung	15
2. Zielsetzung der Arbeit	17
3. Grundlagen und Stand der Technik	19
3.1. Tribologisches System Gleitlager – Welle	19
3.1.1. Arten und Aufbau von Gleitlagern	19
3.1.2. Polymere Werkstoffe für Gleitlager	31
3.2. Materialien und Prozesse	34
3.2.1. Duromere Faserverbunde	34
3.2.2. Thermoplaste	35
3.2.3. Wickeltechnik	37
3.2.4. Resin Transfer Molding	38
3.3. Interpenetrating Polymer Networks	38
3.4. Analytische Berechnungsmethoden	40
3.4.1. Berechnung kurzfaserverstärkter Kunststoffe	40
3.4.2. HERTZ'sche Pressung zwischen zwei zylindrischen ineinander liegenden Walzen	42
4. Problemstellung und eigener Ansatz	45
4.1. Problemstellung und eigener Ansatz	45
4.2. Konventionen zu dieser Arbeit	55
4.3. Verwendete Materialien und Versuchsparameter	57
5. Entwicklung und Modellierung der Gleitschicht	65
5.1. Einfluss der Füllstoffe auf das Tragverhalten	66
5.1.1. Problemstellung	66
5.1.2. Methoden zur Berechnung der mechanischen Eigen- schaften	66
5.1.3. Modellerläuterungen	70
5.1.4. Programmierung der Partikelerstellung	77
5.1.5. Modellierung anisotroper Additive	84

Inhaltsverzeichnis.

5.1.6.	Vergleich des Simulationsmodells	88
5.2.	Compoundherstellung	98
6.	Anbindung zwischen Lagerschale und Gleitschicht	103
6.1.	Haftfestigkeit der Anbindung	104
6.2.	Ausbildung von SIPNs zwischen Thermoplasten und Epoxidharz	109
6.2.1.	Lösungsversuche	109
6.2.2.	Untersuchung der Grenzfläche	116
7.	Konzept zur Herstellung der Gleitlager	125
7.1.	Vorgehen zur Herstellung der Gleitlager	127
7.2.	Auswahl der Gleitlagercompounds	127
7.3.	Optimierung des Lagenaufbaus und Herstellung der Lager- schalen	131
7.3.1.	Modellerstellung	131
7.3.2.	Optimierung der Faserlagen	135
7.3.3.	Wickeln der Lagerschalen	138
7.3.4.	Imprägnierwerkzeug der Lager	140
7.3.5.	Imprägnierung und Aushärtung der Lagerschalen . . .	142
7.3.6.	Bewertung der Lagerherstellung	146
7.4.	Prüfung der Gleitlager	147
7.4.1.	Haftfestigkeit der Gleitschicht	147
7.4.2.	Kristalline Bereiche der PEEK-Proben	159
8.	Zusammenfassung und Ausblick	167
8.1.	Zusammenfassung	167
8.2.	Ausblick	172
A.	Literatur	175
B.	Simulation	185
C.	Programmcode	187
D.	Messwerte	199

Abkürzungsverzeichnis

C-Faser	Kohlenstofffaser
CFK	kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
DSC	dynamische Differenzkalorimetrie (englisch: differential scanning calorimetry)
FVK	faserverstärkter Kunststoff
G-Faser	Glasfaser
HCM	Hot Compression Moulding
IPN	interpenetrating polymer network
MOGA	Multi-Objective Genetic Algorithm
PA	Polyamid
PA-12	Polyamid 12
PA-6	Polyamid 6
PA-66	Polyamid 66
PAI	Polyamidimid
PEEK	Polyetheretherketon
PEI	Polyetherimid
PES	Polyethersulfon
PI	Polyimid
POM	Polyoxymethylen
PSU	Polysulfon
PTFE	Polytetrafluorethylen
RTM	Resin Transfer Moulding
SIPN	semi interpenetrating polymer network
VARI	vacuum assisted resin infusion
VARTM	vacuum assisted resin transfer molding

Einleitung

Gleitlager stellen in vielen technischen Anwendungen ein wichtiges Maschinenteil zum Führen von Bauteilen und zur Kraftübertragung zwischen beweglichen Komponenten dar. Aufgrund ihrer Unempfindlichkeit gegen Stöße und Erschütterungen, ihrer schwingungs- und geräuschkämpfenden Eigenschaften, aber auch wegen ihrer guten Trockenlaufeigenschaften sind sie Wälzlagern in vielen Anwendungsfällen technisch überlegen. Gleitlager mit Festkörperreibung nehmen hierbei eine entscheidende Rolle ein, da sie auch ohne zusätzlichen Schmierstoff arbeiten und einen weitestgehend wartungsfreien Betrieb ermöglichen. Der Einsatz in schwer zugänglichen Bereichen oder für Maschinen mit hohen Anforderungen hinsichtlich ihrer Zuverlässigkeit sind somit ein Kernanwendungsgebiet für trockenlaufende Gleitlager.

Polymere Werkstoffe zur Herstellung der Gleitschicht finden bereits heute vielfältige Anwendung, da diese Materialien eine Reihe an Vorteilen – verglichen zu metallischen Werkstoffen – bieten. Eine hohe Korrosionsbeständigkeit, eine verminderte „Fressneigung“ und verbesserte Anlaufeigenschaften sind nur einige der Vorteile von Kunststoffgleitlagern. Insbesondere eine Verminderung des „Stick-Slip-Effekts“ kann bei geeigneter Materialauswahl genutzt werden, sodass Laufgeräusche, Vibrationen, Verschleiß und Materialermüdung während des Betriebs erheblich reduziert werden können.

Da reine Polymere selbst lediglich unzureichende tribologische und teilweise auch mechanischen Eigenschaften aufweisen, ist die Beimischung von geeigneten Additiven zwingend notwendig. Zur Verbesserung des Verschleißwiderstandes können beispielsweise Glas, Graphit oder technische Textilfasern beigemischt werden, eine Verbesserung der Reibeigenschaften kann zum Beispiel über PTFE oder auch Graphit erreicht werden. Speziell abgestimmte Compounds beispielsweise auf Basis von PEEK, POM oder PSU sind bereits

vielfältig verfügbar und werden unter anderem als vorgefertigte Buchsen angeboten. Mittels Einpressung oder Klebung werden die Buchen mit umliegenden Stützstrukturen und Maschinenteilen verbunden.

Insbesondere in Kombination mit Strukturen aus FVK wird hier eine suboptimale Verwendung der Materialien gesehen und ein erheblicher Optimierungsbedarf hinsichtlich einer materialgerechten Auslegung identifiziert. Da sowohl die eingesetzten Thermoplaste als auch die FVK ein viskoelastisches Materialverhalten aufweisen, kann es insbesondere in Kombination mit entstehender Reibungswärme im Betrieb zu einem beschleunigten Kriechen der Materialien kommen. Eine Schwächung der Anbindung und gegebenenfalls verfrühtes Versagen des Gleitlagers können als Folge dessen auftreten und weitreichende Schäden verursachen.

Eine weitere Fragestellung liegt in der Berechnung der mechanischen Eigenschaften der Gleitlagercompounds. Eine Abschätzung der mechanischen Eigenschaften erfolgt nach dem Stand der Technik vielfach über Mischungsregeln oder speziell für kurzfaserverstärkte Kunststoffe hergeleitete Berechnungsmethoden. Die Unterschiede zwischen den Berechnungen und den in mechanischen Tests ermittelten Kennwerten weichen jedoch teils stark voneinander ab und eignen sich daher nur bedingt für eine Abschätzung der Eigenschaften. Die Durchführung von mechanischen Tests ermöglicht zwar eine genaue Bestimmung der Kennwerte, aufgrund der notwendigen Probenkörper und ihrer Vielzahl zur statistischen Absicherung eignen sich dies jedoch nur bedingt zur Entwicklung der Compounds, da der Zeit- und Kostenaufwand entsprechend hoch ist. Eine vereinfachte und dennoch genaue Berechnungsmethode zur Bestimmung der mechanischen Eigenschaften, abgestimmt auf den später verwendeten Herstellungsprozess, ist daher von Nöten.

Eine alternative Anbindung zwischen der Gleitschicht auf Thermoplastbasis und der umgebenden Stützstruktur, abgestimmt auf das hochkomplexe Materialverhalten der Kunststoffe, kann daher zu verbesserten Gleitlagern und einem zuverlässigeren Betrieb führen. Neben dem angesprochenen Materialverhalten, müssen auch produktionsspezifische Anforderungen bei der Entwicklung berücksichtigt werden, woraus sich das Ziel der vorliegenden Arbeit ableitet. Eine Verschriftlichung dieses Ziels wird daher im nachfolgenden Kapitel gegeben.

Zielsetzung der Arbeit

Basierend auf den Ausführungen des vorigen Kapitels wird die Zielsetzung dieser Arbeit abgeleitet. Die bereits existierenden Vorteile von Gleitlagern im Allgemeinen und von Kunststoffgleitlagern im Besonderen werden aufgegriffen und durch Anpassungen, zugeschnitten auf das komplexe Materialverhalten, erfolgt die Entwicklung eines neuartigen Lagerkonzeptes. Die Eigenschaften der verwendeten Thermoplaste und des faserverstärkten Kunststoffes (FVK) werden aufeinander abgestimmt und zu einem neuartigen Gleitlagerkonzept zusammengeführt. Das Zusammenspiel zwischen den unterschiedlichen Materialien und eine materialgerechte Auslegung des Konzeptes stehen daher im Mittelpunkt dieser Arbeit. Hinsichtlich der Gleitschicht wird hierbei insbesondere ein Fokus auf die Hochleistungsthermoplaste gelegt, da diese aufgrund ihrer mechanischen Eigenschaften und ihren hohen Einsatztemperaturen als besonders geeignet für den dargestellten Anwendungsfall sind.

Bei Fügeverfahren, wie beispielsweise dem Kleben oder Einpressen, ist eine aufwändige Vorbehandlung der Oberfläche notwendig und enge Toleranzen müssen eingehalten werden. Daher wird eine direkte Anbindung zwischen der Stützschaale aus FVK und der Gleitschicht auf thermoplastischer Basis angestrebt, wobei keine engen Fügetoleranzen eingehalten werden müssen. Als Möglichkeit bietet sich hier die partielle Löslichkeit einiger Thermoplaste in Epoxidharz an, wodurch es zur Ausbildung sogenannter semi interpenetrating polymer networks (SIPNs) kommen kann. Neben der Wahl geeigneter Materialpaarungen, müssen Fragen zum Einfluss von Additiven und die Integration des neuartigen Konzepts in eine neuartige Fertigung geklärt werden. Die Frage zur Eignung von SIPNs als Anbindungszone zwischen der Gleitschicht und der Stützschaale bildet somit eine weitere Kernfragestellung, welche im Rahmen dieser Arbeit wissenschaftlich beleuchtet wird.

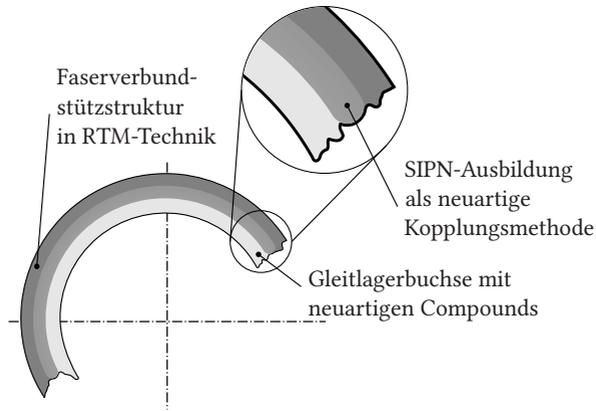


Abbildung 2.1.: Schematische Darstellung des neuartigen Gleitlagerkonzeptes

Hinsichtlich des Herstellungsprozesses, wird die gesamte Prozesskette, beginnend bei der Materialauswahl und Compoundierung bis hin zur Fertigung von exemplarischen Gleitlagern untersucht. Schwerpunkte werden dabei auf die Ausbildung der Anbindung, die finale Herstellung der Gleitlager und auf die Entwicklung ingenieurgerechter Simulationsmodelle zur Abschätzung der mechanischen Eigenschaften gelegt.

Als vielversprechendes Herstellungsverfahren wird ein mehrstufiger Prozess, bestehend aus der Herstellung von Gleitschichtrohlingen, einer Umwicklung dieser mit nicht imprägnierten Endlosfasern und eine abschließende Imprägnierung mittels Resin Transfer Moulding (RTM) erarbeitet. Die umwickelten Gleitschichtrohlinge können dabei für weitere Prozessschritte vorbereitet werden und in einem separaten Prozessschritt imprägniert werden. Dabei bietet sich der Einsatz der Lager in FVK-Bauteilen an. Die vorbereiteten Rohlinge können mittels textiltechnischer Verfahren mit der umliegenden Faserstruktur verbunden werden. Aufgrund der gemeinsamen Imprägnierung und Aushärtung entsteht eine bessere Anbindung zwischen den Lagern und Bauteilen, wodurch eine optimale Kraftleitung ins Bauteil ermöglicht wird. Eine schematische Darstellung des neuartigen Konzeptes ist in Abbildung 2.1 dargestellt.

Aufbauend aus diesen Zielsetzungen leitet sich der Titel der Arbeit zu „Entwicklung eines neuartigen Gleitlagers mit Faserverbundstruktur und Hochleistungskunststoffen – Auslegung, Modellierung & Prozessentwicklung“ ab.

Kapitel | 3

Grundlagen und Stand der Technik

Kapitelinhalt

3.1. Tribologisches System Gleitlager – Welle	19
3.1.1. Arten und Aufbau von Gleitlagern	19
3.1.2. Polymere Werkstoffe für Gleitlager	31
3.2. Materialien und Prozesse	34
3.2.1. Duromere Faserverbunde	34
3.2.2. Thermoplaste	35
3.2.3. Wickeltechnik	37
3.2.4. Resin Transfer Molding	38
3.3. Interpenetrating Polymer Networks	38
3.4. Analytische Berechnungsmethoden	40
3.4.1. Berechnung kurzfaserverstärkter Kunststoffe	40
3.4.2. HERTZ'sche Pressung zwischen zwei zylindrischen ineinander liegenden Walzen	42

3.1. Tribologisches System Gleitlager – Welle

3.1.1. Arten und Aufbau von Gleitlagern

Gleitlager dienen zur Verbindung von zwei Maschinenteilen, welche sich relativ zueinander bewegen, wobei es sich um Gleit- oder Drehbewegungen handeln

kann. Das Gleitlager soll dabei eine möglichst präzise, reibungs- und verschleißfreie Führung der zueinander bewegten Teile ermöglichen. Gleitlager sind dabei unempfindlich gegen Stöße und Erschütterungen und wirken schwingungs- und geräuschkämpfend. Geringfügige Verschmutzungen nehmen dabei keinen nennenswerten Einfluss auf die Lebensdauer bzw. den Verschleiß und bei richtiger Werkstoffwahl und Wartung können praktisch unbegrenzte Lebensdauern erreicht werden. Ferner benötigen Gleitlager nur einen geringen Bauraum und ihr Gehäuse kann ein- oder mehrteilig gefertigt werden, was die Montage erleichtert. Allgemein werden die sich zueinander bewegende Teile als Welle und Lagerschale bezeichnet. Im System auftretende Kräfte werden dabei von der Welle über das Lager in äußere Strukturen wie Fundamente, Gehäuse oder Ähnliches übertragen [Wit+15; GF14]. Nach [Wit+15; GF14; Sau18; NWH05] können Gleitlager dabei grundsätzlich in drei Arten unterteilt werden:

Gleitlager mit Festkörperreibung Reibungsarme Werkstoffpaarungen, wobei meist einer der Partner selbstschmierende Eigenschaften besitzt.

Gleitlager mit Flüssigkeitsreibung Flüssigkeiten als Schmier- und Tragfilm, wobei die Kontaktflächen bei einem ausreichenden Flüssigkeitsdruck durch das Schmiermittel voneinander getrennt werden.

Gleitlager mit Mischreibung Verwendung von Flüssigkeiten als Schmier- und Tragfilm, wobei Rauigkeitsspitzen der Kontaktpartner in Kontakt zueinander stehen. Eine vollständige Trennung findet nicht statt.

Unterteilungen anhand anderer Kriterien, wie beispielsweise ein- und zweiseitige Gehäuse, radiale und axiale Gleitlager oder ein- und mehrschichtige Lager lassen sich in der Literatur ebenso finden, werden hier aber aufgrund des material- und prozessorientierten Ansatzes der Arbeit nicht als Unterscheidungskriterium verwendet. Bei Gleitlagern mit Flüssigkeitsreibung ist ein Schmierfilm zwischen der Welle und der Lagerbuchse vorhanden, welche beide Oberflächen komplett voneinander trennt. Die Welle schwimmt dabei auf dem Schmierfilm, sodass es zu keinem Abrieb der Oberflächen kommen kann und somit ein verschleißfreier Betrieb ermöglicht wird. Praktisch unbegrenzte Lebensdauern, geringe Reibwiderstände und ruhige Laufeigenschaften können so erreicht werden, wodurch sich diese Art der Lager insbesondere verglichen zu Wälzlagern vorteilhaft hervorhebt. Eine weitere Unterteilung in hydrodynamische und hydrostatische Gleitlager lässt sich hierbei vornehmen, wobei der Hauptunterschied im Aufbau des notwendigen Drucks im Schmierfilm zum vollständigen Trennen beider Oberflächen liegt [KLS78]. Hydrostatische Gleitlager verwenden eine entsprechende Ölpumpe zum Aufbau des notwendigen Drucks,

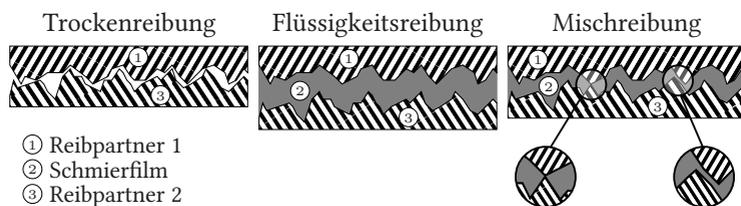


Abbildung 3.1.: Darstellung der Reibungsarten in Gleitlagern

bei hydrodynamischen Gleitlagern kommt es durch die Relativbewegung, die Geometrie des Lagers und die Anhaftung des Schmierstoffes an den Oberflächen zum selbstständigen Aufbau dieses Druckes. Die Notwendigkeit einer Relativbewegung führt jedoch zu einem Druckabfall bei Stillstand und beim Anfahren des Lagers, sodass es in diesen Zuständen zu keiner vollständigen Trennung der Oberflächen kommt. In diesen Zuständen liegt keine Flüssigkeitsreibung, sondern eine sogenannte Mischreibung vor. Dabei lagert sich der Schmierstoff in den Mikrorauigkeiten der Oberflächen ab, die Rauigkeitsspitzen der Oberflächen stehen jedoch in Kontakt zueinander. Verminderte Laufeigenschaften und ein höherer Verschleiß resultieren daraus, verglichen zu Gleitlagern mit Trockenreibung sind die Laufeigenschaften jedoch verbessert.

Eine Reibpaarung mit Festkörperreibung zeichnet sich dahingegen durch einen direkten Kontakt beider Reibpartner aus und die Oberflächenspitzen beider Partner stehen in einem direkten Kontakt zueinander. Grundsätzlich kann hierbei kein verschleißfreier Betrieb erreicht werden und ein vorheriges Einlaufen des Lagers ist notwendig. Gegensätzlich zu Gleitlagern mit Flüssigkeitsschmierung kann jedoch ein wartungsfreier Betrieb realisiert werden und besonders in kritischen Anwendungsbereichen, beispielsweise der Nahrungsmittelindustrie, wo Kontaminationen mit Schmierstoffen verhindert werden müssen, oder in wartungsfreien Anwendungen, beispielsweise in der Automobil- oder Luftfahrtbranche, können die Vorteile von Gleitlagern mit Festkörperreibung sinnvoll genutzt werden. Eine Übersicht der Reibungsarten ist in Abbildung 3.1 gegeben. Zu den Gleitlagern mit Festkörperreibung, zählen unter anderem Kunststoffgleitlager, welche im Rahmen dieser Arbeit eine besondere Rolle einnehmen und daher explizit hervorgehoben werden. Die Lagerbuchsen solcher Gleitlager werden aus speziellen Kunststoffcompounds gefertigt, welche sehr geringe Reibungskoeffizienten gegenüber der Welle aufweisen und dennoch eine hohe Tragfähigkeit und Verschleißfestigkeit besitzen. Lagerwerkstoffe sowohl auf Basis von Thermoplasten als auch auf Basis von Duromeren kommen dabei

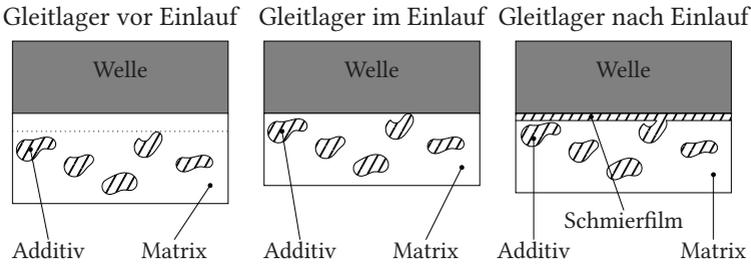


Abbildung 3.2.: Ausbildung des Schmierfilms bei Trockenreibung

zum Einsatz, wobei Thermoplaste vorwiegend gute Schmiereigenschaften bei mäßigen mechanischen Eigenschaften aufweisen und Duromere eine ausreichende Festigkeit, jedoch unzureichende Schmiereigenschaften mit sich bringen [MN02]. Lagerwerkstoffe auf Basis von Duromeren werden daher nachfolgend nicht weiter betrachtet. Zur Verbesserung der mechanischen Eigenschaften von Thermoplasten werden meist Faserbeimischungen aus Glas, Kohlenstoff oder Aramid verwendet, wobei Kohlenstofffasern zusätzlich als Festschmierstoff dienen. Als Basis dieser Compounds wird überwiegend Polyimid (PI), Polyamid (PA) und Polytetrafluorethylen (PTFE) verwendet. Auch eine kombinierte Beimischung von Blei und PTFE ist grundsätzlich zu finden, wobei die Verwendung von Schwermetallen in naher Zukunft gesetzlich verboten wird [Eur00] und damit die Verwendung von Blei als Schmierstoff zunehmend vom Markt verdrängt wird. Zusätzlich werden häufig Festschmierstoffe wie z.B. Graphit oder Molybdändisulfid beigemischt, um die Reibeigenschaften positiv zu beeinflussen [MN02].

Da die reibmindernden Additive nicht oder nur in sehr geringer Menge an der Oberfläche der Lagerschale liegen, weisen die Lager vor dem Einlaufen verhältnismäßig schlechte Laufeigenschaften auf. Erst während des Einlaufes des Lagers werden die oberen Kunststoffschichten abgetragen und somit die Additive freigelegt. Die beigesetzten Schmierstoffe werden dabei durch die auftretenden Kräfte und Relativbewegungen aus der Matrix herausgelöst und lagern sich bei weiterem Betrieb des Lagers an der Welle ab, sodass sich ein dünner Schmierfilm zwischen der Welle und Lagerschale ausbildet. Daher weisen die Lager anfangs einen verhältnismäßig hohen Verschleiß auf und erst nach dieser Einlaufzeit kommt es zu einer Reduzierung der Reibung im Lager (vgl. Abbildung 3.2).

Neben dem bereits gegebenen Überblick über die Funktionsweise von Gleitlagern aus tribologischer Sicht, erfolgt nun eine Erläuterung der Einzelkomponenten von Gleitlagern, wobei insbesondere ein Schwerpunkt auf Kunststoffgleitlager gelegt wird. Während konventionelle Gleitlager meist aus mehreren Schichten bestehen und eine Stütz-, Trag- und Gleitschicht aufweisen, werden Kunststoffgleitlager häufig als Gleitbuchsen gefertigt und bestehen aus einer Schicht. Die Stützschiicht bei mehrschichtigen Lagern dient zur Aufnahme der Lagerkräfte, zur Stabilisierung des Lagers und zur Anbindung an umliegende Strukturen. Diese werden häufig aus Stahllegierungen gefertigt und zum Korrosionsschutz an ihren Oberflächen verzinkt oder verzinkt. Die Tragschicht dient als Zwischenschicht und verbindet die Stützschiicht mit der Gleitschicht. Nach [Bar93] wird dazu üblicherweise auf einem verzinnten oder kupferplattierten Stahlrücken eine poröse Bronzeschicht mit einem Porenvolumen von etwa 30 % bis 40 % aufgesintert, in welche die Gleitschicht eingewalzt wird. Die damit einhergehende formschlüssige Verbindung erhöht die Anbindung der Gleitschicht an die Stützschiicht und die Wärmeabfuhr kann wesentlich verbessert werden. Die Gleitschicht wird entsprechend den Anforderungen an Verschleißfestigkeit und Reibeigenschaften ausgewählt.

Abgrenzung Lagerarten

Zusätzlich zu den allgemeinen Erläuterungen zu Gleitlagern im vorherigen Abschnitt erfolgt an dieser Stelle eine Abgrenzung zwischen Gleitlagern und Wälzlagern. Eine vollständige Einordnung von Gleitlagern mit ihren Vor- und Nachteilen, verglichen zu Wälzlagern, wird ebenfalls diskutiert und die Ausbildung des Schmierfilms bei Flüssigkeitsreibung genauer erklärt. Ferner wird auf die unterschiedlichen Vor- und Nachteile von Gleit- und Wälzlagern eingegangen und diese gegenübergestellt.

In Abhängigkeit der jeweiligen Ansprüche und Randbedingungen wurden in der Vergangenheit eine Vielzahl an Lagerarten entwickelt. Als Gemeinsamkeit kann dabei die Kraftübertragung zwischen zwei, sich relativ zueinander bewegendenden Oberflächen festgehalten werden. Eine systematische Unterteilung und Sortierung in Haupt- und Untergruppen kann dabei nicht widerspruchsfrei erfolgen, da sich Einteilungsgesichtspunkte überschneiden und Kombinationen verschiedener Lagerprinzipien häufig verwendet werden [AG96]. [Wit+15] schlägt daher Unterteilungen anhand verschiedener Kriterien vor, nämlich dem Wirkprinzip, der Richtung der Lagerkraft, der Funktion, der Bauform und der Montagemöglichkeiten:

Wirkprinzip Einteilung in Gleit-, Wälz- und Magnetlager basierend auf dem Wirkprinzip der Trennung der Oberflächen.

Richtung der Lagerkraft Einteilung in Radial- und Axiallager, basierend auf der Wirkrichtung der Lagerkraft.

Funktion Einteilung in Festlager, Stützlager und Loslager anhand der Freiheitsgrade des Lagers.

Bauform Einteilung in Stehlager, Augenlager, Flanschlager, Gelenklager und Einbaulager anhand konstruktiver Details. Eine ähnliche Unterteilung findet sich dabei auch in der aktuellen Normung wieder: [Deu04e; Deu04d; Deu04a; Deu04c; Deu04b; Deu11b].

Montagemöglichkeiten Einteilung in geteilte und ungeteilte Lager.

[Sau18] hingegen nimmt eine Unterteilung anhand der Freiheitsgrade vor und unterscheidet zwischen Linear-, Dreh-, Gelenklager und Dreh-Schubgelenk. Ähnlich zu [Wit+15] schlägt [Ste96] ebenfalls eine Einteilung nach Wirkrichtung der Lagerkraft vor, führt darüber hinaus jedoch auch kombinierte Radial-Axial-Lager ein. Diese unterschiedlichen Kategorisierungsversuche deuten die Schwierigkeit einer allumfassenden und einheitlichen Sortierung an und basieren auf jeweils unterschiedlichen Intentionen und Schwerpunktsetzungen der Autoren bei der Formulierung ihrer Kriterien. Einzelne, spezifische Lagerkonzepte können dabei auch in Abhängigkeit des Anwendungsfalls meist mehreren Unterteilungen zugeordnet werden. Ein Kugellager kann somit sowohl als Festlager als auch als Loslager verwendet werden, ein Radiallager oder Axiallager sein und über ein geteiltes oder einteiliges Gehäuse verfügen.

Eine allgemeingültige und widerspruchsfreie Unterteilung, welche eine eindeutige Zuordnung ermöglicht und allen Anwendungsfällen gerecht wird, ist daher nicht möglich. Die Unterscheidung anhand des Wirkprinzips hingegen kann eindeutig erfolgen und ist vom Anwendungsfall unabhängig [AG96].

Wälzlager Die Kraftübertragung erfolgt über abwälzende feste Körper, welche zwischen Lagerschale und Gehäuse eingebracht sind.

Gleitlager Die Kraftübertragung erfolgt durch einen Schmierpalt zwischen Welle und Lagergehäuse. Als Schmierstoffe können verschiedene Materialien zum Einsatz kommen. Gleitbewegungen im Inneren des Lagers sind vorherrschend.

Magnetlager Die Kraftübertragung und Trennung der beweglichen Teile erfolgt berührungslos über magnetische Kräfte.

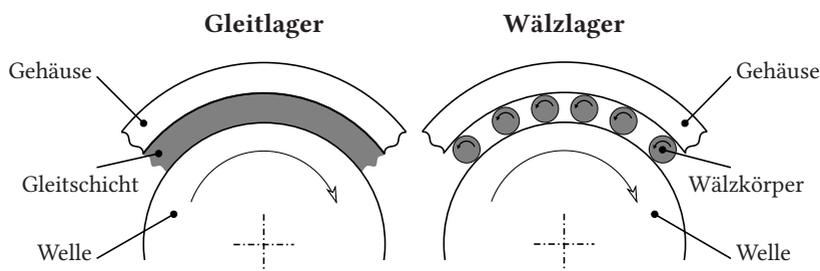


Abbildung 3.3.: Unterschied zwischen Gleitlagern und Wälzlagern

Basierend auf dieser Einteilung wird in den kommenden Abschnitten auf die einzelnen Lagerarten eingegangen und ein entsprechender Überblick über die jeweiligen Lagerkonzepte gegeben.

Magnetlager spielen im klassischen Maschinenbau eine untergeordnete Rolle und ihre Verwendung ist auf Spezialanwendungen beschränkt, beispielsweise Hochgeschwindigkeitsanwendungen oder Anwendungen mit besonderen Ansprüchen an Reinheit. Im weiteren Verlauf der Arbeit sind sie daher nicht von Relevanz. Der Unterschied zwischen Gleit- und Wälzlagern mit ihren spezifischen Kraftübertragungen ist in Abbildung 3.3 dargestellt.

Wälzlager

Wälzlager können in einer Vielzahl von unterschiedlichen Konstruktionen gefertigt werden und abhängig vom Anwendungsfall kommen diverse Wälzkörper, welche in Form von Kugeln oder Rollen ausgebildet sind, zum Einsatz. Da die Abwälzung der Wälzkörper nahezu schlupffrei erfolgt, tritt im wesentlichen nur Rollreibung auf, was sich in sehr geringen Reibbeiwerten widerspiegelt [HB05]. Nach [Köh+92] kann eine Unterteilung der Wälzlager einerseits nach der Richtung der Lagerkraft erfolgen, wie es an vorheriger Stelle beschrieben wurde, oder andererseits anhand der Form der Wälzkörper in Kugellager, Zylinderrollenlager, Nadellager, Kegelrollenlager und Tonnenlager. Häufig werden die Wälzkörper durch den sogenannten Käfig geführt. Dieser verhindert eine Veränderung der Abstände nebeneinanderliegender Wälzkörper und stellt somit sicher, dass sich die einzelnen Wälzkörper nicht berühren beziehungsweise gegeneinander reiben, sodass durch die gleichmäßige Verteilung der Wälzkörper eine homogene Lastverteilung im Lager erreicht wird.

Eine Betrachtung der Lastverteilung auf Ebene einzelner Wälzkörper stellt einen weiteren entscheidenden Aspekt bei der Konstruktion und Auslegung von Wälzlagern dar. Im lastfreien Zustand eines Kugel- oder Tonnenlagers entsteht ein punktförmiger Kontakt zwischen dem Wälzkörper und den Laufflächen des Innen- und Außenrings, bei Zylinderrollen- oder Kegellagern ein linienförmiger Kontakt. Bei Belastung des Lagers kommt es zur Ausprägung zugehöriger Kontaktflächen, welche sich aus den lokalen Verformungen der in Kontakt stehenden Oberflächen bilden. Aufgrund ihrer verhältnismäßig kleinen Fläche, kommt es zu entsprechend hohen Spannungen an den Oberflächen, gleichzeitig jedoch auch zu einem Anschmiegen der Oberflächen und Ausbildung einer besseren Lastverteilung. Aus diesem Grund kann ein Zylinderrollenlager mit linienförmigen Kontakt allgemein als höher belastbar beschrieben werden als ein Kugellager mit punktförmigem Kontakt [Köh+92]. Rillenkugellager können diesen Nachteil der Kugellager durch die geometrische Anpassung der Laufflächen teilweise ausgleichen und somit eine höhere Traglast erzielen.

Gleitlager

Auch Gleitlager können in einer Vielzahl konstruktiver Problemstellungen verwendet werden und bieten sich häufig als Lösungskonzept an. Wie erwähnt basieren diese Lager auf einem anderen Konzept der Kraftübertragung und zwischen Welle und Lager dominieren Gleitbewegungen. Ein Schmierpalt kann dabei über Trockenreibung und Verwendung entsprechender Additive aufgebaut werden oder mittels fluider Stoffe. Obwohl sich diese Arbeit auf die Entwicklung von Gleitlagern mit Trockenreibung fokussiert, wird der Vollständigkeit halber ein kurzer Exkurs zur Ausbildung des Schmierpalts bei Flüssigkeitsreibung gegeben. Hierbei erfolgt die Trennung der Welle von der Lagerschale durch einen entsprechenden Druck im Schmierpalt, welcher der Gewichtskraft und den Lagerkräften entgegenwirkt. Bei hydrostatischen Lagern erfolgt die dafür notwendige Druckerzeugung mittels externer Pumpen, bei hydrodynamischen Gleitlagern hingegen baut sich ein innerer Druck durch die Relativbewegung zwischen Lager und Welle aus [Wit+15]. Auch hierbei kommen zum Teil externe Pumpen zur Schmiermittelförderung zum Einsatz, jedoch nehmen diese keinen nennenswerten Einfluss auf den Druckaufbau im Lager sondern dienen lediglich zum Nachfördern einer ausreichenden Schmierstoffmenge. Im Stillstand des Lagers kommt es daher aufgrund der fehlenden Relativbewegung auch zu einem direkten Kontakt zwischen Welle und Lagerschale und erst mit zunehmender Drehzahl erfolgt eine Trennung.

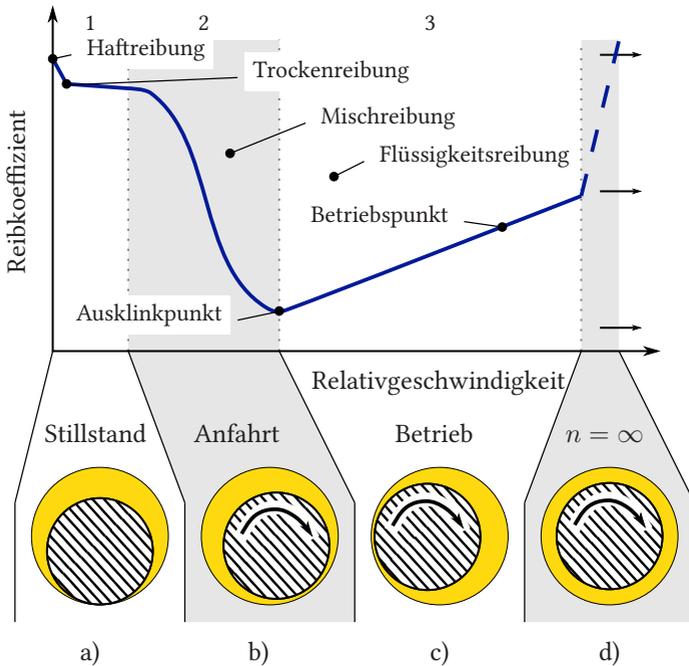


Abbildung 3.4.: Darstellung des Schmierfilms a) im Stillstand, b) bei der Anfahrt, c) im Betrieb und d) bei unendlicher Drehzahl

Dieses Phänomen wird anhand eines einfachen Querschnittes durch ein Gleitlager erläutert und die einzelnen Zustände vom Stillstand bis zu einem theoretischen Zustand mit unendlicher Drehgeschwindigkeit dargestellt. Verknüpft mit der Darstellung einer sogenannten Stribeck-Kurve, welche den Reibkoeffizienten eines Lagers bei verschiedenen Drehzahlen der Welle darstellt, ist dieser Zusammenhang in Abbildung 3.4 zu finden.

Im Stillstand des Lagers kommt es zu einem direkten Berühren der Welle mit der Lagerschale und ähnlich zu Wälzlagern zu einem linienförmigen Kontakt. Aufgrund dessen muss die Haftreibung zwischen beiden Reibpartnern am Beginn des Anlaufs überwunden werden. In der sich anschließenden Phase kann nicht genügend Schmierstoff zwischen Welle und Lagerschale eingetragen werden und es tritt Trockenreibung auf. Wird die Drehzahl der Welle weiter gesteigert, so kann Schmierstoff durch Anhaften an der Welle zwischen die

Reibpartner transportiert werden, der dabei entstehende Druck reicht jedoch zur vollständigen Trennung der Reibpartner nicht aus und es kommt zu einer Mischreibung, wobei der Reibkoeffizient mit steigender Drehzahl abfällt, da durch den steigenden Druck im Schmierpalt die Reibflächen zunehmend voneinander getrennt werden. Aufgrund der vorhandenen Kontaktflächen kommt es daher auch zu einer horizontalen Verschiebung in Rollrichtung der Welle, im dargestellten Fall nach rechts (Abbildung 3.4 b). Im sogenannten Ausklinkpunkt kommt es erstmals zu einer vollständigen Trennung beider Flächen und das Minimum des Reibkoeffizienten wird erreicht. Teile des Schmierstoffes werden aufgrund von Adhäsionskräften von der Welle in den Zwischenraum von Welle und Lagerbuchse transportiert. Die Exzentrizität und das Lagerspiel bilden dabei einen keilförmig zulaufenden Schmierpalt, in welchem das an der Welle anhaftende Schmiermittel einen Druckaufbau zur Folge hat. Dadurch kommt es einerseits zur Trennung der Kontaktflächen und andererseits zu einer entgegengesetzten Verschiebung der Welle, im dargestellten Fall nach links. Eine Abhängigkeit der Wellenposition zeigt sich dabei von der Lagerkraft, der Schmierstoffviskosität und der Relativgeschwindigkeit [Eng19]. Der Wiederanstieg des Reibkoeffizienten bei steigender Drehzahl kann dabei nach [Zha09] auf die innere Reibung des Schmiermittels zurückgeführt werden, da mit steigender Geschwindigkeit die Scherrate des Schmierstoffes zunimmt.

Da im Bereich der Flüssigkeitsreibung ein nahezu verschleißfreier Betrieb des Lagers möglich ist, wird der Betriebspunkt in der Regel dort eingestellt. Um den Lauf in diesem Bereich sicherstellen zu können, muss der Betriebspunkt bei einer Drehzahl über dem Ausklinkpunkt liegen und auf der Stribeck-Kurve damit rechts vom Ausklinkpunkt liegen. Andernfalls würde es bei einem geringen Abfall der Drehgeschwindigkeit oder Zunahme der Lagerlast zu einem Abriss des tragenden Schmierfilms kommen und das Lager im Bereich der Mischreibung arbeiten. Zur Festlegung der oberen Grenze kann dabei die maximal zulässige Lagertemperatur verwendet werden. Durch eine steigende innere Reibung bei höheren Drehzahlen und damit einhergehend einer höheren Verlustleistung, kommt es zu einem Temperaturanstieg im Lager, welcher zu thermischen Schäden führen kann.

Eine unendliche Steigerung der Drehzahl kann aufgrund der begrenzten Wärmeabfuhr und zunehmender Reibung daher in der Realität nicht erfolgen. Die im vorherigen Absatz erwähnte Druckverteilung innerhalb des Schmierpals und die damit verbundene Verschiebung der Welle im Lager würde bei sehr hohen Drehzahlen zu einer Zentrierung der Welle führen. Eine zunehmende Relativbewegung führt zu einem stärker ausgeprägten Schmierfilm und hebt

die Welle weiter an. Eine vertikale Verschiebung über den Mittelpunkt hinaus würde jedoch eine Verengung des Schmierpalts im oberen Bereich hervorrufen. Analog zum bereits beschriebenen Druckaufbau würde die Kompression des Schmiermittels eine nach unten wirkende Kraft auf die Welle hervorrufen. Für die horizontale Verschiebung gilt ebenfalls dieser Zusammenhang und erst in der Mittelposition der Welle im Lager kommt es zu einem Kräftegleichgewicht im System und einem stabilen Zustand.

Trotz der genannten Eigenschaften und Vorteile der geschmierten Gleitlager, gibt es industrielle Randbedingungen, die den Einsatz von Trockengleitlagern notwendig machen. Hervorzuheben sind hier insbesondere die Pharma-, Lebensmittel- und Kosmetikindustrie, wo hohe hygienische Standards häufig den Einsatz von schmiermittelfreien Lagerungen erfordern, um Produktkontaminationen mit Schmierstoffen zu verhindern. Ferner reduziert der Verzicht auf Schmierstoffe den Wartungsaufwand für Trockengleitlager und bietet somit einen weiteren Vorteil. Eine ausführliche Diskussion von Trockengleitlagern, eingegrenzt auf Gleitlager aus polymeren Werkstoffen, ist dem Abschnitt 3.1.2 auf Seite 31 zu entnehmen.

Vor- und Nachteile der Lagerkonzepte

Zum Abschluss dieses Kapitels erfolgt eine Gegenüberstellung der Vor- und Nachteile der jeweiligen Lagerkonzepte. Eine pauschale Bewertung ist dabei nicht möglich, vielmehr hängt die Eignung eines Lagerkonzepts vom jeweiligen Anwendungsfall und den dort vorliegenden Randbedingungen ab. Daher werden hier lediglich die Vor- und Nachteile zusammenzutragen, welche allgemeingültig sind.

Zur Wahrung der Übersichtlichkeit wird bei der Zusammenstellung eine tabellarische Darstellung gewählt (vgl. Tabelle 3.1). Diese stützt sich dabei auf nachfolgende Literaturquellen, welche nicht explizit den einzelnen Aussagen zugeordnet werden, da sie sich inhaltlich in vielen Punkten überschneiden und sich die einzelnen Punkte zu entsprechend vielen Quellen gleichwertig zuordnen lassen [AG96; Eng19; GF14; HB05; NWH05; Sau18; Ste96; Wit+15]. Auch stellt diese Zusammenfassung keinen Anspruch auf Vollständigkeit dar und kann je nach Anwendungsfall um Punkte ergänzt oder angepasst werden.

Kapitel 3. Grundlagen und Stand der Technik.

Tabelle 3.1.: Vergleich spezifischer Eigenschaften und Wälz- und Gleitlagern

Eigen- schaft	Wälzlager	Gleitlager
Anlaufmo- ment	gering und vergleichbar mit Betriebsmoment	sehr hohes Anlaufmoment
Bauraum	größeres Bauteilvolumen	geringes Bauteilvolumen
Betriebs- geräusche	hoher Geräuschpegel aufgrund von Abrollgeräuschen	geräuscharmer Betrieb durch Schmierfilm
Empfind- lichkeit Stöße	empfindlich, besonders bei niedrigen Drehzahlen	unempfindlich, aufgrund des großen und dämpfenden Schmier- und Tragfilms
Empfind- lichkeit Schmutz	empfindlich, daher sicheres Dichtungskonzept	unempfindlich gegen Verschmutzungen
Geringe Drehzahl	kaum erhöhter Verschleiß	deutlich erhöhter Verschleiß
Lebens- dauer	begrenzt aufgrund von Verschleiß	nahezu unbegrenzt bei korrekter Schmierfilmbildung/Drehzahl
Maximale Drehzahl	begrenzte Drehzahl wegen Trägheitskräften der Wälzkörper	unbegrenzte Drehzahlen möglich
Normung	weitgehende und weltweite Normung	keine einheitliche Normung
Schmier- stoff	sehr geringer Verbrauch	sehr hoher Verbrauch
Teilbarkeit	möglich, jedoch meist nur als Sonderanfertigung	einfache Realisierung möglich
Tragfähig- keit	begrenzte Tragfähigkeit	hohe Tragfähigkeiten erreichbar
Wirkungs- grad	allgemein höher als Gleitlager	allgemein geringer als Wälzlager

3.1.2. Polymere Werkstoffe für Gleitlager

In den nachfolgenden Abschnitten wird eine detailliertere Erläuterung zu Gleitlagern aus polymeren Werkstoffen gegeben. Als Literatur sei an dieser Stelle unter anderem auf die Arbeiten von [CH10; RRM04; McK10; Boo97] hingewiesen, wo sowohl Informationen zu Gleitlagern im Allgemeinen als auch zu Polymergleitlagern im Besonderen zu finden sind. Polymergleitlager bieten, verglichen zu konventionellen Gleitlagern eine Reihe an Vorteilen, sowohl verglichen zu geschmierten Gleitlagern, als auch zu Trockengleitlagern auf Basis anderer Materialien.

Allgemein muss für Trockengleitlager hervorgehoben werden, dass diese aufgrund der Schmiermittelfreiheit einen erheblich reduzierten Wartungsaufwand aufweisen und sich somit für Einsatzzwecke anbieten, wo ein Zugang nur schwer möglich ist oder eine hohe Zuverlässigkeit notwendig ist und die Aufrechterhaltung eines Schmierfilms nicht sichergestellt werden kann. Ebenso bietet sich die Verwendung von Trockengleitlagern auf Polymerbasis dort an, wo hohe chemischen Beständigkeiten und Korrosionsbeständigkeiten notwendig sind. Polymere bieten hier häufig Beständigkeiten gegenüber Materialien an, welche mit metallischen Materialien nicht erreicht werden können. Darüber hinaus sind tribochemische Reaktionen in der Kontaktfläche zwischen Lager und Welle eingeschränkt, sodass es zu keinen Materialübertragungen kommt und ein sogenanntes „Fressen“ der Lagerpaarung vermieden wird.

Der sogenannte „Stick-Slip-Effekt“, auch „Haftgleiteffekt“ genannt, ist ein häufig auftretendes Phänomen bei konventionellen Gleitlagern mit Festkörperreibung und Mischreibung. Aufgrund stark unterschiedlicher Reibungskoeffizienten der gewählten Materialpaarung zwischen der Haftreibung und der Gleitreibung, kommt es zu einem ruckartigen Beginn der Relativbewegung, dem sogenannten „Ruckgleiten“. Dies kann zu Vibrationen innerhalb des Lagers oder zu Geräuscentwicklungen, wie Quietschen oder Knacken führen. Eine vollständige Trennung der Reibpartner durch einen Schmierfilm (siehe Abbildung 3.4) kann den „Stick-Slip-Effekt“ verhindern, die Wahl einer Materialpaarung mit möglichst ähnlichen Reibungskoeffizienten für die Haftreibung und Gleitreibung diesen Effekt weitestgehend reduzieren. Auf dem Markt sind mittlerweile eine Reihe an Materialien verfügbar, häufig auf Basis von Polymeren, welche den „Stick-Slip-Effekt“ stark verringern oder gänzlich verhindern. Zusätzlich bieten Kunststoffe als Materialien für Gleitlager häufig gute Dämpfungseigenschaften auf, sodass die Lager aktiv zur Reduktion von Vibrationen und Geräuschen beitragen können.

Unter den Polymeren bieten sich die Hochleistungspolymere aufgrund ihrer hohen spezifischen Festigkeiten als auch ihrer hohen spezifischen Steifigkeiten als Material für die Verwendung in Gleitlagern an. Ihre Materialeigenschaften gestatten die Konstruktion unter Aspekten des Leichtbaus und eine Gewichtsreduktion, verglichen zu konventionellen Lagermaterialien, kann realisiert werden. Häufigste Anwendung findet dabei derzeit PTFE als Grundmaterial oder als Additiv zu anderen Materialien; Gleitlager beispielsweise auf Basis von Polyetheretherketon (PEEK), Polyamid 66 (PA-66) oder Polyoxymethylen (POM) sind ebenfalls zu finden.

Diesen positiven Eigenschaften stehen jedoch auch einige nachteilige Eigenschaften gegenüber. So kommt es aufgrund der eher geringen Härte von Polymeren zu einem erhöhten Verschleiß und einer nur geringen Widerstandsfähigkeit gegenüber Abrasion. Der Einsatz von Additiven zur Verbesserung des Abrasionsverhaltens ist somit in der Regel sinnvoll. Auch muss erwähnt werden, dass polymere Werkstoffe bei erhöhten Temperaturen zu einer Abnahme der Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften neigen. In Kombination mit der mäßigen Wärmeleitfähigkeit, die einen Temperaturanstieg im Lager aufgrund der fehlenden Wärmeabfuhr hervorruft, kann es zu einer unzulässigen Temperaturerhöhung und damit einhergehender Verschlechterung der mechanischen Eigenschaften kommen.

Diese Nachteile adressierend werden den Polymeren in der Regel Additive beigemischt, welche nachfolgend kurz skizziert werden. Dabei wird unterschieden, ob die Additive zur Erhöhung der thermischen Leitfähigkeit, des Verschleißwiderstandes, zur Verringerung der Reibung oder für kombinierte Eigenschaftsprofile eingesetzt werden. Tabelle 3.2 gibt einen Überblick über gängige Additive zur Modifikation der genannten Eigenschaften.

Anhand von Polyamid 6 (PA-6) wird in Tabelle 3.3 ein Überblick über den Einfluss von verschiedenen Additiven auf das Gleitverhalten und das Verschleißverhalten verschiedener Compounds gegeben. Es zeigt sich, dass durch den Zusatz von Additiven der dynamische Reibkoeffizient und der Verschleißfaktor deutlich modifiziert werden können und es teilweise zu Wechselwirkungen zwischen verstärkenden und schmierenden Additiven kommt. Die Zugabe von Glasfasern (G-Fasern) beispielsweise verbessert die Verschleiß Eigenschaften, erhöht jedoch auch den Reibkoeffizienten im gezeigten Beispiel. Verstärkte Abrasion im System ist die Folge, wobei der Gleitlagerwerkstoff in der Regel so ausgelegt wird, dass die Gleitlagerbuchse verschleißt, da diese einfacher als die Welle ausgetauscht werden kann. Die Zugabe von Kohlenstofffasern (C-Fasern) hingegen führt zu einer Verbesserung beider Werte.

Tabelle 3.2.: Gängige Additive zur Modifikation der Eigenschaften von Polymergleitlagern [Lan73]

Verschleißwiderstand	Reibungskoeffizient	Thermische Leitfähigkeit
Glas	Graphit	Cu-Sn-Legierungen
Graphit	MoS ₂	Silber
Metalle -(oxide)	PTFE	Graphit
Technische Textilfasern		

Tabelle 3.3.: Einfluss von verschiedenen Additiven auf das Verschleiß- und Gleitverhalten, beispielhaft dargestellt für PA-6 und verschiedene pv-Werte in $\text{N mm}^{-1} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$ [Bau+07]

Additive in Gew.% zu PA-6								
Schmierung		Verstärkung		pv-Wert			Relativwerte	
PTFE	Silikon	Glasfaser	Kohlefaser	mit v in m s^{-1}			dyn. Reibungskoeffizient	Verschleißfaktor
				0,05	0,5	5		
—	—	—	—	1	1	1	1	1
20	—	—	—	5	10	4	0,7	0,075
—	2	—	—	1,5	2	5	0,5	0,25
18	2	—	—	5	12	7	0,4	0,055
—	—	30	—	4	4	4	1,2	0,45
15	—	30	—	7	10	9	1	0,085
15	2	30	—	8	8	10	0,8	0,05
—	—	—	30	7	11	5	0,8	0,15

3.2. Materialien und Prozesse

3.2.1. Duromere Faserverbunde

Schon heute zeigen sich eine Vielzahl an Anwendungsbeispielen für FVK jedweder Art, wobei sich sowohl Verbunde auf Basis von Thermoplasten, sogenannte Organobleche, als auch auf Basis von Duromeren identifizieren lassen. Erstere Gruppe auf Basis von Thermoplasten wird an dieser Stelle nicht weiter beschrieben, eingegangen wird lediglich auf Systeme duroplastischer Basis, da ein Verständnis dieser Systeme für die spätere Entwicklung der Stützschaale des neuartigen Gleitlagers von Bedeutung ist. Vielfältige Anwendungen unter anderem im Bereich der Luft- und Raumfahrt [HO13], der Automobilproduktion [Fri13] oder auch der Reaktortechnik [ZA13] lassen sich finden. Allesamt weisen sich diese Bereiche durch die Notwendigkeit hochfester Werkstoffe bei möglichst geringer Dichte aus, was durch die Wahl von FVK bedient werden kann. Verglichen zu FVK auf Basis von Thermoplasten, ermöglichen FVK aus Duromeren höhere Einsatztemperaturen und weisen höhere Steifigkeiten, insbesondere bei Drucklasten auf. Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe (CFK) heben sich aufgrund ihrer guten mechanischen Eigenschaften besonders hervor und werden in dieser Arbeit zur Herstellung der Stützschaalen verwendet.

Als Verarbeitungstechnologien haben sich überwiegend Imprägnierverfahren durchsetzen können, wobei trockene nicht getränkte Fasern beliebig drapiert werden und anschließend durch verschiedene Mechanismen mit einem Harzsystem imprägniert werden. Der dafür notwendige Druckgradient kann entweder durch Bildung eines Vakuums im Bereich der Absaugung, durch Aufbau eines Überdrucks im Bereich der Injektion, einer Kombination beider oder mittels mechanischer Pressverfahren erfolgen. Insbesondere für dickwandige Bauteile kann die Nutzung eines Imprägnierverfahrens sinnvoll sein, da – im Gegensatz zur Organoblechen – keine vollständige Durchwärmung des Bauteils notwendig ist und eine gute Durchtränkung der Fasern erreicht werden kann. Während die Matrix eine Formgebung des Bauteils ermöglicht, die Fasern vor chemischen Einflüssen schützt und eine Kraftübertragung zwischen einzelnen Lagen erlaubt, bestimmt die Wahl der Verstärkungsfasern und deren Anteil am Laminat überwiegend die mechanischen Eigenschaften wie Festigkeiten und Steifigkeiten. Für FVK werden hauptsächlich G-Fasern und C-Fasern verwendet, wobei sich G-Fasern durch geringe Materialkosten auszeichnen, jedoch auch, verglichen zu C-Fasern, geringere Festigkeiten und Steifigkeiten aufweisen. Aramidfasern finden hingegen aufgrund ihres hohen

Preises, ihrer Hydrophilie und aufwendigen Verarbeitung keine Anwendung in Großserienprodukten und werden daher bei weiteren Betrachtungen ausgeschlossen. Ebenfalls erfolgt keine nähere Betrachtung von Naturfasern, da diese im Rahmen der Arbeit nicht berücksichtigt werden. Je nach Anwendungsfall und Bauteil können beide Fasertypen, sowohl C-Fasern als auch G-Fasern, verwendet werden und den technischen Anforderungen entsprechen.

Zusammenfassend aus den beschriebenen Eigenschaften erweist sich die Verwendung von faserverstärkten Kunststoffen auf Basis von Duromeren als geeignetes Material für die Stützschaale der zu entwickelnden Gleitlager. Ferner kann damit eine einfachere Integration in bereits bestehende Produkte in Faserverbundbauweise erfolgen.

3.2.2. Thermoplaste

Eine Einteilung der Kunststoffe kann grundsätzlich in Duomere, Elastomere und Thermoplaste vorgenommen werden. Letztere bestehen aus wenig oder nicht verzweigten Kohlenstoffketten, welche untereinander durch physikalische Bindungskräfte wechselwirken. Diese, im Vergleich zu chemischen Bindungen, schwachen Bindungen erlauben eine Überführung in einen schmelzflüssigen Zustand und reversible Verformungen in bestimmten Temperaturbereichen.

Anhand ihrer chemischen, mechanischen und thermischen Eigenschaften lassen sich Thermoplaste unterscheiden und den Gruppen der Basispolymere, der technischen Polymere und der Hochleistungspolymere zuordnen. Feste Grenzen lassen sich dabei nicht identifizieren, in vielen Literaturstellen erfolgt jedoch eine Unterteilung anhand der maximal zulässigen Dauergebrauchstemperaturen. Als Obergrenze der Basispolymere finden sich häufig Werte zwischen 90 °C bis 100 °C, bei den technischen Polymeren von 150 °C und von 300 °C für die Hochleistungspolymere. Bei den Thermoplasten erfolgt eine Darstellung dabei häufig als sogenannte Kunststoffpyramide, was auch in Abbildung 3.5 anhand von Informationen aus [Bau+07; Dom+12; Bir16; Ens20a; Ens19; Ens20b; Ens18] erfolgt. Nebst der Einordnung einiger weniger Polymere zur Anschauung, beispielsweise Polyamidimid (PAI), POM, Polyethersulfon (PES), werden wichtige Kenndaten für Polyetherimid (PEI), PEEK, Polysulfon (PSU) und Polyamid 12 (PA-12) gezeigt, da diese im weiteren Verlauf der Arbeit von Relevanz sind. Eine weitere grundsätzliche Unterteilung lässt sich dabei zwischen teilkristallinen und amorphen Thermoplasten treffen. Bei teilkristallinen Thermoplasten bilden die Molekülketten bei Abkühlung regelmäßige

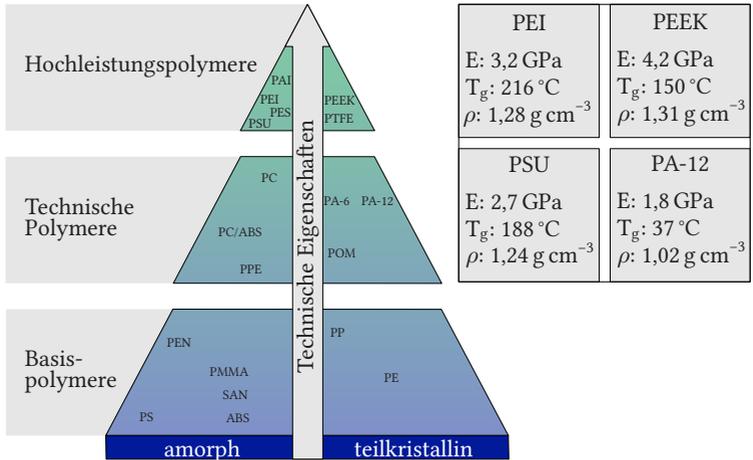


Abbildung 3.5.: Darstellung der Reibungsarten in Gleitlagern

Strukturen, die sogenannten Kristalle aus. Amorphe Thermoplaste hingegen weisen unregelmäßige Strukturen auf. Die Bildung der kristallinen Strukturen bei teilkristallinen Thermoplasten entstehen durch Parallelbündelungen unterschiedlicher Molekülketten oder durch regelmäßige Faltungen einzelner Kettenabschnitte. Allgemein sind teilkristalline Thermoplaste fester, zäher und härter und auch bei geringen Schichtdicken opak. Gegenüber Chemikalien zeigen sich gute Resistenzen und hohe Wärmeformbeständigkeiten. Amorphe Thermoplaste zeigen ungeordnete ineinander verschlungene Molekülketten auf. Sie sind transparent jedoch meist spröde und weniger beständig gegen Chemikalien. Weiterhin lässt sich kein exakter Schmelzpunkt identifizieren.

Aufgrund ihrer guten mechanischen Eigenschaften und ihrer hohen Wärmeformbeständigkeit, wird eine Beschränkung auf die Hochleistungskunststoffe in dieser Arbeit vorgenommen. Diese Eigenschaften, kombiniert mit ihren guten Gleitreibungs- und Verarbeitungseigenschaften stellen eine vielversprechende Basis zur Entwicklung eines Gleitlagerwerkstoffes dar. Durch gezielte Beimischung von Additiven können die Eigenschaften der Polymere weiterhin modifiziert werden und beispielsweise können die Steifigkeit, die Festigkeit und ihre tribologischen Eigenschaften verbessert werden.

3.2.3. Wickeltechnik

Die Wickeltechnik ist bereits ein weit verbreiteter Standardprozess in der Produktion von FVK. Ein auf einer Spule aufgewickeltes endloses Faserhalbzeug wird unter vorgegebener Fadenspannung kontinuierlich auf einem sich drehenden Wickeldorn abgelegt. Das Prinzip ähnelt dabei der Arbeitsweise einer Drehmaschine und wird daher auch als „Wickeln nach dem Drehbankprinzip“ [FZR99] benannt. Der Endlosroving wird dabei durch ein Harzbad gezogen, wo dieser, kurz vor der Ablage auf dem Wickeldorn, getränkt wird. Die Führung des nicht imprägnierten Rovings erfolgt meist durch Spulen, nach der Tränkung in der Regel durch einen sogenannten Wickelkopf.

Abhängig von der Anlagensteuerung sind unterschiedliche Freiheitsgrade gegeben, wobei jedoch immer eine Rotation des Wickelkerns und eine lineare Bewegung des Wickelkopfs entlang der Längsachse des Wickeldorns gegeben sein muss. Ferner findet sich häufig ein zusätzlicher linearer Freiheitsgrad, mit welchem der Abstand zwischen Wickelkopf und Wickeldorn eingestellt werden kann, sodass die Aufdickung des Bauteils im fortschreitenden Prozess ausgeglichen werden kann und auch Wickeldorne mit unterschiedlichen Durchmessern verwendet werden können. Ein vierter Freiheitsgrad, welcher eine Rotation des Wickelkopfes ermöglicht ist insbesondere bei gleichzeitiger Ablage mehrerer Einzelrovings notwendig, da durch die Drehung eine optimale Ablage, insbesondere in Bereichen wechselnden Kerndurchmessers oder bei Änderung des Ablagewinkels, ermöglicht wird und das Rovingpaket mit paralleler Ausrichtung der Einzelrovings zueinander auf dem Wickeldorn erfolgt.

Durch die Synchronisierung der Einzelachsen und Einstellung der jeweiligen Verfahrensgeschwindigkeiten werden die Prozesszeit und der Lagenaufbau des Bauteils bestimmt. Das Wickelmuster, die Art in welcher Form der Roving um den Dorn gelegt wird und der Richtungswechsel auf dem Dorn erfolgt, kann in Kreuz-, Polar- und Umfangswickeln unterteilt werden. Die Musterkennzahl gibt bei den ersten beiden Varianten an, nach wie vielen Doppelhüben (Vor- und Rücklauf) sich der Roving neben den zuerst abgelegten Roving legt.

Neben den bereits genannten Parametern, stellen vor allem die Fadenabspulgeschwindigkeit und Fadenvorspannung einen entscheidenden Parameter der Wickeltechnik dar. Meist werden beide Parameter im Zusammenhang einer vollständigen Imprägnierung der Rovings genannt, allerdings ist die Fadenvorspannung, insbesondere bei C-Fasern mit höherer Bruchempfindlichkeit, ein zusätzlicher entscheidender Parameter der Prozessführung, um Beschädigungen der Rovings zu verhindern.

3.2.4. Resin Transfer Molding

Das Resin Transfer Moulding ist ein Imprägnierverfahren, bei welchem das Harzsystem mittels Druckdifferenz in eine Kavität, meist innerhalb eines zweiseitigen Werkzeugs, eingebracht wird und dort die zuvor trocken eingelegten Fasern imprägniert. Das RTM zeichnet sich dadurch aus, dass das Harz mittels eines Überdrucks in das Werkzeug eingeleitet wird und unterscheidet sich dadurch vom alternativen vacuum assisted resin infusion (VARI). Eine Unterscheidung des RTM kann dabei nach Art der Druckerzeugung erfolgen und es wird zwischen Injektionsanlagen, meist arbeitend mit Kolben oder Zahnradpumpen, und Drucktöpfen unterschieden [AVK10]. Während die Injektionsdrücke beim RTM mit Drucktöpfen meist auf etwa 0,45 MPa begrenzt werden [FZR99], liegen diese beim RTM mit Injektionsanlagen etwa bei 2 MPa, können jedoch auch in Spezialfällen bei Drücken von bis zu 20 MPa liegen [May20].

Als Ergänzung zum beschriebenen RTM findet auch häufig das vacuum assisted resin transfer molding (VARTM) Anwendung, wobei die Kavität vor der Injektion mittels Vakuum evakuiert wird. Durch eine höhere Druckdifferenz zwischen Harzeinlass und Harzaustritt kann die Imprägnierung beschleunigt werden. Aufgrund der zusätzlichen Evakuierung, kann vor allem jedoch auch die Bauteilqualität verbessert werden. Luftporen können durch die vorherige Evakuierung besser vermieden werden, was unter anderem einen positiven Einfluss auf die mechanischen Kennwerte hat.

3.3. Interpenetrating Polymer Networks

Interpenetrating polymer networks (IPNs) sind nach [Utr02] definiert als eine Mischung aus zwei oder mehreren Polymeren in Netzwerkform, von denen mindestens ein Polymer in Gegenwart des anderen beziehungsweise der übrigen Polymere vernetzt wird [Utr02]. Ferner wird zwischen mehreren Arten von IPNs unterschieden, unter anderem:

Sequential IPN Nach der Synthese des ersten Polymers werden die Monomere, Vernetzer und Aktivoren des zweiten Polymers beigemischt und quellen in das bestehende Netzwerk ein, wo diese polymerisieren.

Simultaneous Interpenetrating Network, SIN Die Monomere, Vernetzer und Aktivoren beider beziehungsweise aller Polymere werden gemischt und die Synthese der Polymere findet simultan statt. Entscheidend sind hier, sich nicht gegenseitig störende Vernetzungsreaktionen.

Gradient IPN Hierbei handelt es sich weniger um eine eigenständige Klasse von IPNs, sondern vielmehr um eine Beschreibung der makroskopischen Zusammensetzung des Gesamtsystems. Das Anteilverhältnis der Polymere unterscheidet sich hier lokal graduell und sie können vereinfacht als Stapelung unendlich vieler abwechselnder Lagen betrachtet werden.

Thermoplastic IPN Da Thermoplaste keine komplexen dreidimensionalen Netzwerke ausbilden, aber dennoch bei entsprechender Kompatibilität eine Wechselwirkung zwischen den Polymerketten der verschiedenen Polymere entstehen kann, können diese als Hybride zwischen Polymermischungen und IPNs bezeichnet werden.

Semi-IPN SIPNs stellen eine Sonderform der IPNs dar, wobei ein oder mehrere Polymere in dreidimensionaler Struktur vorliegen und ein oder mehrere Polymere in linearer oder verzweigter Form.

Letztgenannte Form steht dabei in dieser Arbeit im Fokus. Verwendet wird im weiteren Verlauf eine Kombination aus einem Epoxidharz, welches dreidimensional vernetzt, und verschiedener Thermoplaste. Die Polymerisation des Epoxidharzes erfolgt dabei in Gegenwart des Thermoplasten und die Ausbildung eines SIPN wird angestrebt. In der Literatur lassen sich vergleichbare Materialkombinationen finden, explizit jedoch nicht für den hier vorgestellten Anwendungsfall oder vergleichbare Anwendungen.

Eine detaillierte Übersicht über den aktuellen Stand der Technik im Bereich der SIPNs gibt beispielsweise [FTD20] durch eine Zusammenstellung einer Vielzahl an Literaturstellen zur Verwendung und Kompatibilität von Duromeren und Thermoplasten. Der Schwerpunkt liegt dabei in der Verwendung von Thermoplasten zur Verbesserung der mechanischen Eigenschaften von Epoxidharzen. Untersuchungen zur Ausbildung von SIPNs nach der Einbringung der Thermoplaste in das Harzsystem werden aufgeführt und unter anderem für PSU und PEEK explizit hervorgehoben.

Speziell für PEEK findet sich mit [Hu+06] eine Arbeit, welche die Löslichkeit von kommerziellem PEEK in monomerem Epoxidharz bei Raumtemperatur nachweist, jedoch auch auf eine Phasenseparation während der Aushärtung des Epoxidharzes nach Zugabe des Härterers hinweist. Jedoch konnte eine gleichmäßige Verteilung des ausgeschiedenen PEEK gezeigt werden und eine Verbesserung mehrerer mechanischer Eigenschaften durch Zugabe des Thermoplasten aufgezeigt werden. Gegensätzlich dazu kann durch [Bra+20] keine Löslichkeit des untersuchten PEEK festgestellt werden, auch nicht bei erhöhten Temperaturen im Bereich von 120 °C bis 190 °C.

Ähnliche Ergebnisse sind ebenfalls [Fra+05] entnehmbar, wo von einer Inkompatibilität von kommerziell verfügbarem PEEK mit Epoxidharz auch bei höheren Temperaturen berichtet wird. Spezielle Modifikationen, beispielsweise hin zu einem amorphen PEEK, verbessern jedoch die Löslichkeit in Epoxidharz. In [Fra+03] führen die Autoren auf, dass alternative Thermoplaste – beispielsweise PSU oder PEI – eine bessere Löslichkeit als PEEK aufweisen, jedoch wird auch die grundsätzliche Löslichkeit von unmodifiziertem PEEK erwähnt. Die Literaturrecherche dokumentiert somit die noch offenen Fragen im Stand der Technik hinsichtlich der Kompatibilität zwischen PEEK und Epoxidharzen.

3.4. Analytische Berechnungsmethoden

Neben dem bereits gegebenen Überblick über den Stand der Technik, welcher sich auf produktspezifische und prozessorientierte Angaben fokussiert, wird nachfolgend eine Übersicht über den Stand der Technik von Berechnungsmethoden gegeben, welche im Rahmen dieser Arbeit Anwendung finden.

3.4.1. Berechnung kurzfaserverstärkter Kunststoffe

Zur schnellen Abschätzung der mechanischen Eigenschaften von FVK, insbesondere bei Verwendung von Endlosfasern, wird noch heute häufig die sogenannten Mischungsregel bzw. inverse Mischungsregel verwendet. Erstere lässt sich dabei auf grundlegende Überlegungen von [Voi89] zurückführen, zweite auf Überlegungen von [Reu29]. Beide führen dabei zu den noch heute Anwendung findenden Gleichungen:

$$E_{11} = E_{11.Matrix} \cdot (1 - v_f) + E_{11.Faser} \cdot v_f \quad (3.1)$$

$$\nu_{12} = v_f \cdot \nu_{12.Faser} + (1 - v_f) \cdot \nu_{12.Matrix} \quad (3.2)$$

$$E_{22} = \frac{E_{22.Faser} \cdot E_{22.Matrix}}{E_{22.Faser} \cdot v_f + E_{22.Matrix} \cdot (1 - v_f)} \quad (3.3)$$

$$G_{12} = \frac{G_{12.Faser} \cdot G_{12.Matrix}}{G_{12.Faser} \cdot v_f + G_{12.Matrix} \cdot (1 - v_f)} \quad (3.4)$$

Gleichung (3.1) und Gleichung (3.2) sind dabei aus den Arbeiten von [Voi89], Gleichung (3.3) und Gleichung (3.4) aus den Arbeiten von [Reu29] abgeleitet. Eine Vielzahl an weiterentwickelten Modellen zur Berechnung basiert grundlegend auf diesen Gleichungen. Ihre weite Verbreitung und Verwendung lassen

sich insbesondere darauf zurückführen, dass ihre Anwendung wenig komplex ist und insbesondere bei Berechnungen zu langfaserverstärkten Kunststoffen zu zuverlässigen Ergebnissen führen. Eine Anwendung dieser Theorien zur Berechnung von kurzfaserverstärkten Kunststoffen führt hingegen zu fehlerhaften Ergebnissen und grundlegende Annahmen der Theorien treffen aufgrund mikromechanischer Effekte nicht zu, sodass eine Anwendung bei diesen Materialien nicht empfehlenswert ist [TL99; Nai+20].

Eine weitreichende Weiterentwicklung zur Berechnung der mechanischen Eigenschaften liegt in der Arbeit von [HA69]. Unter anderem basierend auf den Arbeiten von [Hil64] wurde hier ein Modell zur Berechnung der mechanischen Eigenschaften von FVK entwickelt, welches verschiedene Orientierungen der Fasern abbildet und die Beschreibung quasi-zufallsverteilter Faserorientierungen ermöglicht. Die spätere Vereinfachung des Modells durch [HK76] ermöglicht eine Berechnung der mechanischen Eigenschaften von Kunststoffen, welche durch Mikro- und Nanopartikel verstärkt sind. Dazu werden die longitudinalen und transversalen mechanischen Eigenschaften des Compounds berechnet und anschließend die Eigenschaften eines Compounds mit zufallsverteilten Partikeln berechnet. Dabei wird von einer idealen Anbindung der Partikel zum umgebenden Material ausgegangen und Effekte aufgrund der Interaktion zwischen einzelnen Partikeln und zwischen den, die Partikel umgebenden Spannungsfeldern nicht berücksichtigt. In der allgemeinsten Form erfolgt eine Beschreibung des Materialverhaltens folgendermaßen:

$$\frac{E}{E_{Matrix}} = \frac{1 + \xi \cdot \eta \cdot v_f}{1 - \eta \cdot v_f} \quad (3.5)$$

mit:

$$\eta = \frac{\frac{E_{Faser}}{E_{Matrix}} - 1}{\frac{E_{Faser}}{E_{Matrix}} + \xi} \quad (3.6)$$

Der in Gleichung (3.6) verwendete Wert ξ stellt dabei einen Korrekturfaktor der Verstärkungsadditive dar, welcher eine Abhängigkeit vom Lastfall aufweist. Die Grenzwerte liegen dabei zwischen Null und Unendlich, wobei ein Wert von $\xi = 0$ für Partikel mit einem Seitenverhältnis von Eins und ein Wert von $\xi \rightarrow \infty$ für Partikel mit unendlichem Seitenverhältnis entspricht. Die Bestimmung des

Korrekturfaktors ξ muss durch experimentelle Untersuchungen erfolgen oder es wird auf ebenfalls vorgeschlagene Abschätzformeln zurückgegriffen. Für Fasern mit kreisförmigem oder rechtwinkligem Querschnitt wird so beispielsweise eine Berechnung des Korrekturfaktors wie folgt vorgeschlagen:

$$\xi = 2 \cdot \frac{l}{t} \quad (\text{für rechteckige Querschnitte}) \quad (3.7)$$

$$\xi = 2 \cdot \frac{l}{d} \quad (\text{für kreisförmige Querschnitte}) \quad (3.8)$$

wobei:

l = Länge der Fasern

t = Dicke der Fasern bei rechteckigen Querschnitten

d = Durchmesser der Fasern bei kreisförmigen Querschnitten

Durch die korrekte Wahl oder experimentelle Ermittlung des Korrekturfaktors ergibt sich ein flexibles und breit anwendbares Modell zur Berechnung der mechanischen Eigenschaften von verstärkten Kunststoffen. Zur Bestimmung des Korrekturfaktors setzt der semi-empirische Ansatz jedoch eine Durchführung von Materialerprobungen voraus. Durch Verwendung der dargestellten Schätzformeln können diese Erprobungen umgangen werden, die Genauigkeit der ermittelten Werte ist jedoch dementsprechend ungewiss.

3.4.2. HERTZ'sche Pressung zwischen zwei zylindrischen ineinander liegenden Walzen

Grundsätzlich kann eine Umrechnung von einer außen wirkenden Kraft zu der sich im Inneren einstellenden Spannung über die tragende Fläche erfolgen. Mathematisch betrachtet liegt jedoch eine Linienkontakt mit unendlich kleiner Auflagefläche zwischen einer Welle und der Gleitlagerbuchse vor, was auch bei geringen Lasten zu einer unendlich großen Spannung führen würde und somit rechnerisch zu einem Versagen des Bauteils. Häufig wird daher ersatzweise die projizierte Fläche der Welle verwendet, um die inneren Spannungen zu berechnen, welche durch eine externe Last hervorgerufen werden. Die mittlere Flächenpressung bei einer externen Kraft kann somit aus dem Durchmesser der Welle und der in Kontakt zueinanderstehenden Länge bestimmt werden.

Effekte einer lokalen Spannungsüberhöhung unterhalb des Mittelpunktes der Welle werden dabei jedoch ignoriert und die berechnete Flächenpressung wird stets unterschätzt. Die HERTZ'sche Theorie hingegen berücksichtigt die ungleichmäßige Spannungsverteilung und bietet einen Ansatz zur Berechnung der Spannungsverteilung. Nach [Kir07; Nis06; Sch06] wird nachfolgend die Berechnung der maximalen Spannung hergeleitet. Entsprechend des Systems Welle-Lager wird dabei die Berechnung für zwei zylindrische Kontaktkörper durchgeführt und die Kontaktfläche als konkav-konvex übernommen.

Einflüsse der Moduln der Werkstoffe beider Kontaktpartner können über einen modifizierten Elastizitätsmodul zusammengefasst werden:

$$E^* = \begin{cases} \frac{2 \cdot E_1 \cdot E_2}{(1 - \nu_1^2) \cdot E_1 + (1 - \nu_2^2) \cdot E_2} & \text{(für unterschiedliche)} \\ \frac{E}{1 - \nu^2} & \text{(für gleiche Moduln)} \end{cases} \quad (3.9)$$

wobei:

E_1 = Elastizitätsmodul Welle

E_2 = Elastizitätsmodul Lager

ν_n = Querkontraktionszahl (1: Welle; 2: Lager)

Während die Länge des Kontaktbereiches aus der Lagerbreite abgeleitet werden kann, muss eine Berechnung der Breite des Kontaktbereiches erfolgen. Der gängigen Weise folgend, wird die Breite der Kontaktzone als $2b$ bezeichnet. Nachfolgende Gleichung kann zur Berechnung verwendet werden:

$$2b = 2 \cdot \sqrt{\frac{8 \cdot F \cdot r_1 \cdot r_2}{\pi \cdot l \cdot E^* \cdot (r_1 + r_2)}} \quad (3.10)$$

wobei:

$2b$ = Breite der Kontaktzone

F = äußere Kraft

r_n = Radius (1:Welle; 2:Lager)

l = tragende Länge; Lagerbreite

E^* = modifizierter Elastizitätsmodul gemäß Gleichung (3.9)

Die maximale Spannung beziehungsweise maximale Pressung lässt sich daraus folgendermaßen ableiten:

$$p_{max} = \frac{2 \cdot F}{\pi \cdot l \cdot b} = \sqrt{\frac{F \cdot E^*}{2 \cdot \pi \cdot l} \cdot \frac{r_1 + r_2}{r_1 \cdot r_2}} \quad (3.11)$$

Da die Welle im Inneren des Lagers liegt und eine konkav-konvexe Kontaktzone vorliegt, muss der Radius des Lagers bei der hier dargestellten Berechnungsformel mit einem negativen Vorzeichen angenommen werden.

Problemstellung und eigener Ansatz

Kapitelinhalt

4.1. Problemstellung und eigener Ansatz	45
4.2. Konventionen zu dieser Arbeit	55
4.3. Verwendete Materialien und Versuchsparameter	57

4.1. Problemstellung und eigener Ansatz

Die Lagerung und Führung von Maschinenelementen erfordert den Einsatz von geeigneten Lagerwerkstoffen mit guten mechanischen und tribologischen Eigenschaften. Neben metallischen Materialien, wo insbesondere Blei-, Zinn-, Kupfer- und Aluminiumlegierungen [Sau18] zum Einsatz kommen, werden auch nichtmetallische Werkstoffe zur Herstellung von Gleitlagern verwendet. In speziellen Anwendungsfällen, beispielsweise bei Trockenlauf oder in chemisch aggressiven Umgebungen, finden häufig Kunststoffe eine Anwendung. Teils hochspezialisierte Compounds kommen dabei zum Einsatz, um den mechanischen und thermischen Anforderungen während des Einsatzes gerecht zu werden und ein passendes tribologisches Profil aufzuweisen.

Der Einsatz von Kunststoffgleitlagern im Trockenlauf bietet einerseits gute tribologische Eigenschaften, die fehlende Schmierung samt fehlender Wärmeabfuhr durch einen Schmierstoff können andererseits, in Kombination mit der verhältnismäßig geringen Wärmeleitfähigkeit von Kunststoffen, zu einem starken Temperaturanstieg innerhalb des Lagers führen. Ein Erweichen der

Kunststoffe in Folge der erhöhten Temperaturen, einhergehend mit einer Verschlechterung der mechanischen Eigenschaften, erschweren die Zusammenstellung geeigneter Compounds. Ebenso stellt die Kriechneigung von Kunststoffen im Allgemeinen und von PTFE im Besonderen einen limitierenden Faktor als Lagerwerkstoff für Gleitlager dar.

Die chemische Beständigkeit, die hervorragenden tribologischen Eigenschaften im Trockenlauf und vor allem die vielfältigen Möglichkeiten der Formbildung, beispielsweise im Urformen durch Spritzguss oder Extrusion und im Umformen durch An- beziehungsweise Aufschmelzen, ermöglichen einen vielseitigen und flexiblen Einsatz von Thermoplasten. Aufgrund des besseren Kriechverhaltens und der höheren Temperaturbeständigkeit, bieten sich hier Hochleistungsthermoplaste besonders an.

Der Stand der Technik besteht derzeit in einer getrennten Fertigung der Gleitlagerrohlinge und der umgebenden Struktur, wobei die Gleitlagerrohlinge in aller Regel im Endprodukt eingepresst werden. Besonders in Kombination mit FVK – speziell auf Basis von Epoxidharzen – wird hier eine fehlende Verbindungstechnik identifiziert, welche speziell auf das komplexe Werkstoffverhalten des Thermoplasten und FVK angepasst ist. Beide Materialien neigen aufgrund ihres viskoelastischen Materialverhaltens zu einem Kriechen in Folge der eingebrachten Spannungen beim Einpressen der Lagerbuchsen. Plastische Verformungen des Presssitzes über die Einsatzdauer können zu einer Veränderung der Passung und Lockerung der Verbindung führen. In Kombination mit erhöhten Temperaturen, beispielsweise aufgrund entstehender Reibungswärme, oder durch Überlagerung äußerer Lagerlasten kann diese Veränderung des Passungssystems beschleunigt werden.

Eine alternative Anbindung zwischen Lagerbuchse auf thermoplastischer Basis und der umgebenden Stützstruktur aus FVK wird daher im Rahmen dieser Arbeit gesucht und untersucht. Speziell eine Anbindung beider Paarungspartner über SIPNs bietet sich hierbei als Möglichkeit einer permanenten Verbindung an. Vorgefertigte Gleitlagerbuchsen können in die noch unimprägnierte Faserstruktur eingelegt werden; durch das Anlösen eines geeigneten Thermoplasten durch das Epoxidharz während der Imprägnierung und der anschließenden Aushärtung entsteht eine dauerhafte und hoch belastbare Anbindung zwischen beiden Fügepartnern. Aufgrund des verhältnismäßig geringen Spannungszustandes innerhalb der Fügezone – durch ein Schrumpfen des FVK während der Aushärtung können hierbei Spannungen entstehen – und einer Verbindung auf molekularer Ebene kann somit eine verbesserte Fügechnik vorgestellt werden, welche das viskoelastische Materialverhalten besser berücksichtigt.

Die gewählte Vorgehensweise zur Erarbeitung dieses neuartigen Konzeptes wird nachfolgend kurz zusammengefasst, eine Übersicht zur Struktur der Arbeit gegeben. Eine detaillierte Beschreibung der finalen Vorgehensweise, welche im Zuge der vorliegenden Arbeit entwickelt wird, wird abschließend gegeben.

Struktur der Arbeit Basierend auf dem allgemeinen Aufbau eines Gleitlagers nach oben genanntem Ansatz, werden drei essenzielle Bereiche identifiziert, welche im Rahmen dieser Arbeit untersucht werden:

- die Gleitschicht auf Basis eines Thermoplastcompounds
- die Anbindungszone zwischen Gleitschicht und Stützscha
- die Stützscha aus FVK

Jedes dieser Kerngebiete beinhaltet dabei eine Reihe neuartiger Fragestellungen, deren Beantwortungen sich in der Struktur der Arbeit widerspiegeln. Eine kurze Zusammenfassung des Stands der Technik, basierend auf einer intensiven Literaturrecherche – unter anderen zu den Themengebieten des Maschinenbaus im Allgemeinen und der Gleitlagertechnik im Besonderen, den tribologischen Eigenschaften einzelner Additive und deren Einfluss auf die Tragfähigkeit von Gleitlagern und der Kunststofftechnik insbesondere mit Fokus auf der Verarbeitbarkeit von Thermoplasten und FVK – führt zur Fragestellung beziehungsweise dem Entwicklungsziel dieser Arbeit. Die schriftliche Zusammenfassung dessen kann den ersten vier Kapiteln entnommen werden.

Aufbauend auf dieser Basis werden in Kapitel 5, Kapitel 6 und Kapitel 7 die oben aufgeführten drei Hauptbereiche des zu entwickelnden Gleitlagers untersucht. In Kapitel 5 wird speziell die Herstellung der Compounds beschrieben und eine Erläuterung zur Produktion der Gleitlagerbuchsenrohlinge gegeben. Darüber hinaus erfolgt die Entwicklung und Beschreibung eines geeigneten Simulationsmodells zur Abschätzung der mechanischen Eigenschaften von Compounds basierend auf ihrer Materialzusammensetzung. Ergebnisse dieses Modells fließen anschließend zur Nachbildung des gesamten Gleitlagers in Kapitel 7 mit einem weiteren Modell, speziell zur Optimierung des Lageraufbaus der Stützscha, zusammen.

Kapitel 6 beschreibt wichtige Einflussgrößen der Anbindung zwischen Thermoplast und FVK. Eine Reihe an Untersuchungen zur Kompatibilität verschiedener Materialkombination wird mittels Lösungsversuche und Einbettung von Proben untersucht. Ferner werden Einflussgrößen wie die Temperatur, die Oberflächenrauigkeit und zeitliche Einflüsse beim Lösungsvorgang beleuchtet, sodass sich daraus die Wahl geeigneter Compounds ergibt.

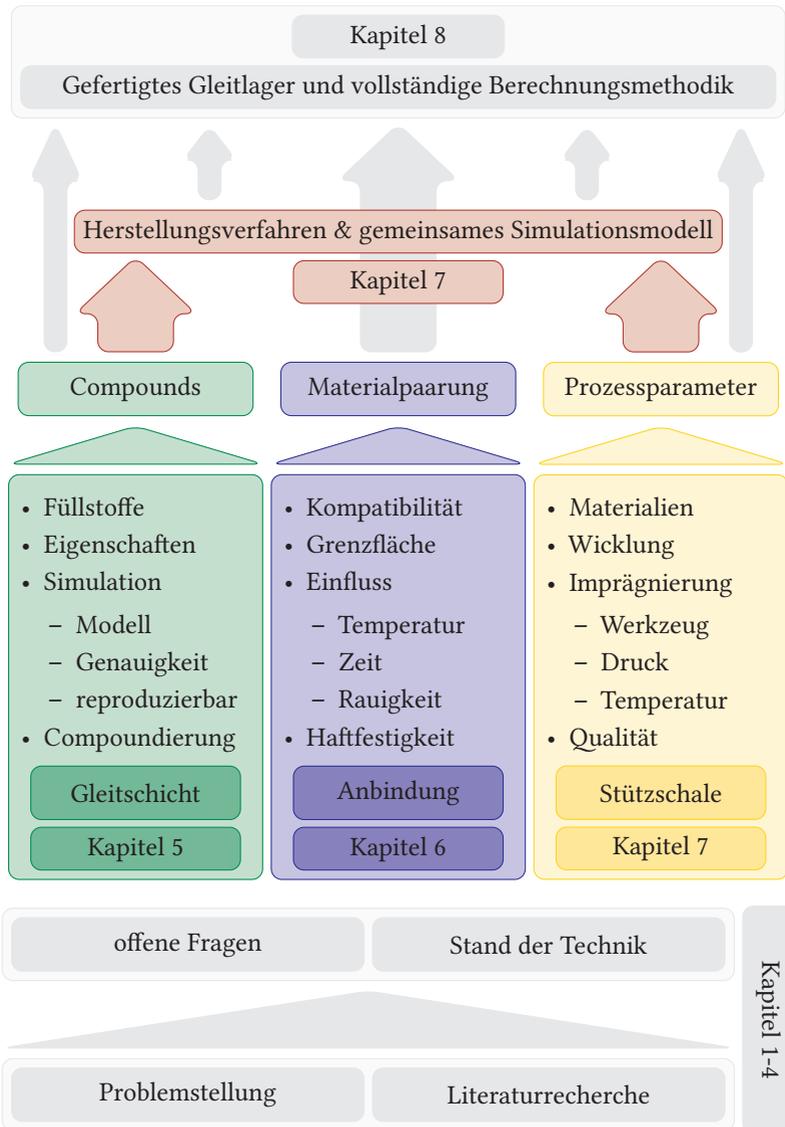


Abbildung 4.1.: Übersicht zur Struktur der Arbeit

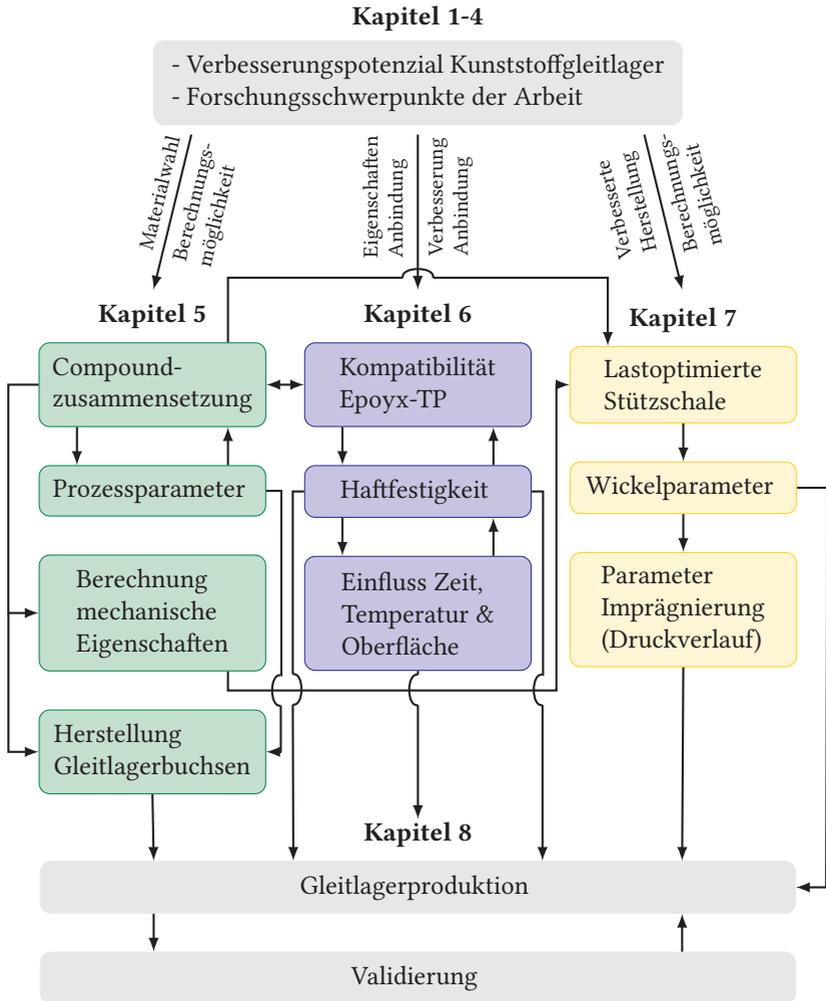


Abbildung 4.2.: Übersicht zur Abhängigkeit der einzelnen Arbeitsthemen

In Kapitel 7 erfolgt anschließend die Optimierung der umgebenden Stützschaale auf Basis eines endlosgewickelten FVK, durch Untersuchung des Lageraufbaus und Analyse der lokal kritischen Stelle bei einem vorgegebenen Lastfall. Ebenso erfolgt die Beschreibung eines eigens konstruierten RTM-Werkzeugs zur Herstellung von Gleitlagern, welche als Probenkörper verwendet werden und die Machbarkeit des entwickelten Herstellungsprozesses nachweisen.

Abschließend erfolgt in Kapitel 8 die Zusammenfassung aller untersuchten Themenfelder, eine Bewertung des Prozesses und Ansätze zur zukünftigen Optimierung des Herstellungsprozesses werden aufgeführt. Eine Darstellung der Struktur der Arbeit ist in Abbildung 4.1 gegeben. Die gegenseitige Beeinflussung der Arbeitsthemen und der zugehörige Informationsfluss zwischen diesen wird ergänzend in Abbildung 4.2 übersichtlich dargestellt.

Prozessablauf Nachfolgend wird eine Übersicht über den Ablauf des Gesamtprozesses gegeben und die einzelnen Schritte der Produktionskette aufgeführt. Detaillierte Erläuterungen aller notwendigen Prozessparameter werden nachfolgend für jeden einzelnen Prozessschritt angegeben. Details zu den verwendeten Materialien und gewählten Versuchsparametern können Abschnitt 4.3 entnommen werden.

Grundsätzlich kann der Prozess der Lagerherstellung, inklusive Herstellung der Gleitschichtbuchsen, in sieben Schritte unterteilt werden, wobei die Fertigung der Gleitlagerbuchsen getrennt von der Herstellung der gesamten Gleitlager erfolgt:

- Compoundierung per Zweischnuckenextruder
- Granulieren
- Statisches Pressen der Gleitschichtbuchsen mittels Hot Compression Moulding (HCM)
- Nachbearbeitung der Gleitschichtbuchsen
- Umwickeln mit trockenen Endlosrovings
- Imprägnierung mittels RTM
- Finishing

Die Compoundierung, die anschließende Granulierung und Verarbeitung des Granulats im statischen Pressverfahren bietet den Vorteil, dass die Grundmaterialien einzeln abgewogen und in einem Trockenmischprozess vorgemischt werden können. Durch die Compoundierung in einem Zweischnuckenextruder

kann eine sehr gleichmäßige Verteilung der beigemischten Additive sichergestellt und aufgrund der hohen Scherraten eventuelle Partikelagglomerationen aufgebrochen werden, um weiterhin eine bessere Verteilung der Additive zu ermöglichen. Das nachfolgende Granulieren des Extrudats und die Durchmischung des Granulats führt ebenso zu einer gleichmäßigeren Verteilung und vorgelagerte Prozessschwankungen können ausgeglichen werden.

Mit alternativen Herstellungsverfahren, wie der Profilextrusion oder dem Spritzgießen, ist die Herstellung der Gleitlagerbuchsen in weniger Arbeitsschritten möglich und eine Nachbearbeitung nicht zwingend notwendig, allerdings scheiden diese Verfahren im Rahmen dieser Arbeit aus, da einerseits die Prozesskomplexität ansteigt und andererseits die Notwendigkeit spezieller und kostenintensiver Spritzgusswerkzeuge beziehungsweise eines Kalibriertisches bei der Profilextrusion diese Verfahren ausschließen lassen. Dem gegenüberstehend ist eine Weiterverarbeitung des Granulats in einem statischen Pressprozess mittels weniger komplexer Werkzeuge möglich und aufgrund des geringen Probenumfangs als Prozess im Rahmen dieser Arbeit bevorzugt. Eine direkte Übertragung der Ergebnisse dieser Arbeit inklusive Herstellung mittels HCM in eine Prototypenfertigung oder Fertigung in Kleinserie kann erfolgen.

Im Anschluss der Nachbearbeitung der Gleitlagerbuchsen werden diese mittels einer Filamentwickelmaschine mit nicht imprägnierten Endlosrovings unwickelt. Die Wahl des Wickelmusters und des Lagenaufbaus kann dabei den gewünschten Prozessparametern angepasst werden und hinsichtlich des späteren Einsatzzwecks der Gleitlager ausgewählt werden. Durch eine Fixierung des Rovings nach Abschluss des Wickelprozesses sind die Gleitlagerrohlinge mit gewickelter Stützschaie prinzipiell dauerhaft lagerfähig und können, entsprechend vorbereitet, bei der Herstellung des Endproduktes eingesetzt werden. Für rotationssymmetrische Endbauteile kann dabei eine Anpassung des vorgestellten Ansatzes erfolgen und die Fasern beim Wickeln direkt imprägniert werden. Eine direkte Übertragung aller gewonnenen Erkenntnisse bezüglich der Compounds, der Materialkompatibilität und der vorgeschlagenen Prozessparameter kann dabei erfolgen. Für Endbauteile, bei welchen aufgrund ihrer Geometrie ein Fertigung in Wickeltechnik nicht möglich ist oder eine Imprägnierung mittels alternativen Imprägnierungsprozesses erforderlich ist, können die Gleitlager mit gewickelter Stützschaie vor der Imprägnierung in weitere Strukturen aus FVK eingelegt werden. Aufgrund einer gemeinsamen Imprägnierung und Aushärtung der Stützschaie und des Bauteils kann ein zusätzlicher Fügeprozess (vergleichbar zum Co-Curing) mit einhergehenden Fehlerquellen und Ungenauigkeiten vermieden werden.

Nach dieser übersichtlichen Darstellung des Gesamtprozesses und den Erläuterungen zur Auswahl einzelner Prozessschritte erfolgt in den kommenden Abschnitten eine detaillierte Beschreibung eines jeden Prozessschrittes mit Nennung wichtiger Prozessparameter.

Compoundierung Alle Materialien einer Compoundmischung werden entsprechend der gewünschten Zusammensetzung getrennt voneinander mittels einer Laborwaage abgewogen, welche einen Wägebereich von 12 kg, eine Linearität von 300 mg und eine Reproduzierbarkeit von 100 mg aufweist. Pro Compound werden rund 300 g Gesamtmasse verarbeitet, sodass die Linearität und Reproduzierbarkeit eine ausreichend gute Einstellung des Mischungsverhältnisses ermöglichen. Die abgewogenen Einzelkomponenten werden in einem Mischbehälter zusammengeführt und dort mittels Rotation gleichmäßig verteilt. Das Mischen erfolgt, bis sich optisch eine gleichmäßige Verteilung aller Einzelbestandteile ermitteln lässt, anschließend erfolgt die Zugabe in einen Zweischnckenextruder. Verwendet wird im Rahmen dieser Arbeit ein Zweischnckenextruder der Firma „Thermo Fisher Scientific“. Als Antrieb kommt ein „Rheodrive 7“ mit zugehörigen Applikationsteil „HAAKE PolyLab OS“ zum Einsatz. Das Schnckenpaket verfügt dabei, verteilt über die Extrusionsstrecke, über Knet- und Mischsegmente, sodass eine gleichmäßige Verteilung der Einzelkomponenten sichergestellt wird. Die Prozesstemperaturen werden anhand der zu verarbeitenden Grundmaterialien gewählt, grundsätzlich wird jedoch am Einzug die niedrigste Temperatur verwendet, um ein Anschmelzen und Verkleben des Thermoplastgranulats zu vermeiden. Die Temperatur wird zur Düse hin gesteigert, sodass das Aufschmelzen der Materialien sichergestellt ist. Die Fördergeschwindigkeit wird möglichst hoch gewählt, jedoch ist das maximale Motordrehmoment bei genannter Kombination auf 129 N m begrenzt, was einem ungefähren Durchsatz von 5 kg h^{-1} bis 10 kg h^{-1} entspricht. Da dieser Wert jedoch von den gewählten Thermoplasten und den gewünschten Mischungsverhältnissen abhängt, sind entsprechende Unterschiede zwischen den Compoundmischungen vorhanden. Eine genaue Ermittlung des Durchsatzes erfolgt nicht, da dieser hier nur eine untergeordnete Bedeutung hat.

Granulieren Das Extrudat wird bereits an der Düse des Extruders im schmelzflüssigen Zustand in Pellets à ungefähr 1 cm^3 abgestochen, sodass die anschließende Granulierung vereinfacht wird und ein gleichmäßiger Einzug in die Mühle ermöglicht wird. Verwendet wird eine Schneidmühle der Firma „Retsch“ des Modells „SM 100“ mit einem Parallelschnitt-Rotor mit drei

Messern, einem Motor mit einer Motorleistung von 1500 W und einer Drehzahl von 1500 min^{-1} , was einer Rotorumfangsgeschwindigkeit von $9,4 \text{ m s}^{-1}$ bis $11,4 \text{ m s}^{-1}$ entspricht. Die Granulierung erfolgt in zwei Schritten, wobei das Granulat erst grob, dann fein geschnitten wird. Verwendet werden dazu Bodensiebe mit Quadratlochung und einer Lochweite von 5 mm beziehungsweise 2 mm. Der verwendete Aufbau ermöglicht eine gleichmäßige Granulierung der vorhandenen Pellets bei geringem Kraft- und Wärmeeintrag ins Material.

Statisches Pressen der Gleitschichtbuchsen Das Granulat wird von der Beichler & Grünenwald GmbH mittels eines statischen Presswerkzeugs zu den Gleitlagerbuchsen weiterverarbeitet, welche im weiteren Prozessablauf zur Herstellung der Gleitlager als Gleitschicht dienen. Das beim Granulieren gewählte Bodensieb stellt sich hierbei als entscheidender Parameter dar, da eine gleichmäßige Verteilung des Granulats innerhalb der Form entscheidend ist. Ebenso ist ein hoher Füllgrad der Kavität entscheidend, da es andernfalls aufgrund der eingeschlossenen Luft zu einer Lunkerbildung in den Gleitschichtbuchsen kommt. Das gewählte Bodensieb mit einer Lochweite von 2 mm stellt sich hierbei jedoch als geeignet dar und eine gleichmäßige Füllung der Form wird ermöglicht. Das Granulat wird in das Presswerkzeug eingefüllt und auf der offenen Stirnfläche mit einer PTFE-Scheibe belegt. Die PTFE-Scheibe weist dabei eine Spielpassung zur Innenwand des Werkzeugs auf, sodass im Granulat eingeschlossene Luft entweichen kann. Das Werkzeug wird mittels Mantelheizung aufgeheizt und das Granulat entsprechend aufgeschmolzen. Während des Aufschmelzvorgangs wird die eingeschlossene Luft aus dem Werkzeug gedrängt und das Granulat kompaktiert, sodass nach dem Abkühlen die Gleitlagerbuchse vorliegt. Eine zusätzliche Evakuierung mittels Vakuum ist nicht notwendig und findet keine Anwendung.

Nachbearbeitung der Gleitschichtbuchsen Die Gleitlagerbuchsen werden sowohl auf der Innen- als auch der Außenseite mit einem Übermaß mehrerer Millimeter gefertigt. Unebenheiten des Presswerkzeugs, welche sich in die Oberflächen der Gleitlagerbuchsen abbilden, können so im Nachgang abgearbeitet werden. Ebenso müssen Grate an den Stirnseiten der Buchsen entfernt werden, wo sich schmelzflüssiges Material während des Pressvorgangs seitlich an der PTFE-Scheibe ansammelt und anschließend erstarrt. Bearbeitet werden die Buchsen auf einer Drehmaschine, wo der Außendurchmesser auf Endmaß abgedreht wird und die Buchsen auf die gewünschte Länge abgestochen werden.

Der Innendurchmesser der Buchsen wird ebenfalls auf das für den Wickelprozess notwendige Maß abgedreht. Hingewiesen sei an dieser Stelle darauf, dass ein Übermaß zum endgültigen Innendurchmesser der Gleitlager eingehalten wird. Die Buchsen werden abschließend mittels Druckluft und Isopropanol gereinigt und vor der weiteren Verarbeitung gemäß der Herstellerangaben der verwendeten Thermoplaste getrocknet.

Umwickeln mit trockenen Endlosrovings Die vorbereiteten und getrockneten Buchsen werden auf den Wickeldorn aufgezogen. Dieser wird zuvor mittels eines geeigneten und silikonfreien Trennmittels behandelt, sodass eine Entformung der Gleitlagerrohlinge ermöglicht wird. Verwendet wird das Trennmittel „Semiperm Monofilm“ mit einer maximalen Einsatztemperatur von 140 °C laut Hersteller. Die maximal zulässige Einsatztemperatur liegt damit 10 K unterhalb der späteren Aushärtetemperatur, Vorversuche zeigen dennoch eine gute Trennwirkung bei der verwendeten Aushärtetemperatur und den verwendeten Materialien.

Eine Fixierung der Buchse auf der Welle wird erreicht, indem ein O-Ring in einer dafür vorgesehenen Nut des Wickeldorns eingesetzt wird und durch ein Übergangsmaß die Buchse in Position hält. Der Endlosroving wird zu Beginn des Wickelprozesses an dem Wickeldorn fixiert und die Gleitlagerbuchse nach eingestelltem Lagenaufbau und Wickelmuster umwickelt. Eine Tränkung der Fasern mit Harz erfolgt dabei nicht, wie es sonst in der Wickeltechnik üblich ist. Nähere Details zum Lagenaufbau und den eingestellten Parametern können Kapitel 7 entnommen werden. Zum Abschluss wird der Endlosroving fixiert, sodass sich dieser nach der Entnahme aus der Wickelmaschine nicht abwickelt und die gewickelte Struktur erhalten bleibt.

Imprägnierung mittels RTM Das Werkzeug, dessen Konstruktion in Abschnitt 7.3.4 beschrieben ist, wird ebenfalls mit dem oben genannten Trennmittel behandelt und entsprechend der Konstruktion zusammengebaut. Der Wickeldorn samt Gleitlagerbuchse und gewickelter Struktur wird in das RTM-Werkzeug eingelegt, wobei sichergestellt wird, dass die gewickelte Struktur nicht außerhalb der dafür vorgesehenen Kavität zwischen den Werkzeughälften eingeklemmt wird. Das Werkzeug wird abgedichtet und verschraubt, anschließend die Schlauchanschlüsse für die Imprägnierung vorbereitet. Der Kavität und der eingelegten Struktur wird mittels Vakuumschluss vorhandene Luft evakuiert, sodass eine blasenfreie Imprägnierung erfolgt. Die Imprägnierung erfolgt

mehrstufig, wobei die Imprägnierung zuerst lediglich durch den Unterdruck des Vakuums erfolgt, anschließend wird bei sich verlangsamer Harzfrontfließgeschwindigkeit die Imprägnierung mittels Überdruck auf der Injektionsseite unterstützt. Dadurch kann eine Imprägnierung mit gleichmäßiger und verlangsamer Geschwindigkeit, verglichen zu einer Imprägnierung mit dauerhaft anliegendem Vakuumanschluss und Überdruck, erreicht werden und gegebenenfalls noch eingeschlossene Luft vor der Harzfront nach außen getrieben werden. Nach erstem Harzaustritt, wird die Struktur zusätzlich mit 50 g Harz-Härter-Gemisch durchspült, um eine vollständige Imprägnierung sicherzustellen. Anschließend und abschließend für diesen Prozessschritt erfolgt die Aushärtung in einem Umluftofen ohne Frischluftzufuhr. Die Wickelstruktur und die Kavität werden dabei so aufeinander abgestimmt, dass ein Faservolumengehalt von 50 vol.% im Endbauteil vorliegt und somit dem Optimum nach dem Stand der Technik gleicht [May20].

Finishing Nach vollständiger Aushärtung des Harzsystems und Abkühlen des Werkzeugs erfolgt die Entformung der Gleitlagerrohlinge. Die Welle kann dabei durch die Bohrungen der Schlauchanschlüsse mittels aufgesetztem Messingstab und leichtem Druck aus der Werkzeughälfte entfernt werden. Durch das Trennmittel wird eine gute Entformbarkeit erreicht, sodass keine Schäden am Werkzeug und den Gleitlagerrohlingen entstehen. Die sich an den Schlauchdurchführung bildenden Harztaschen werden vorsichtig mittels eines Handfräasers entfernt, ebenso wird der Hinterschnitt an einer Seite des Wellenabsatzes entfernt. Der Gleitlagerrohling wird an der freigelegten Stirnfläche fixiert und der Wickeldorn mittels hydraulischer Presse entfernt. Abschließend werden die Außenseiten der Gleitlager mittels Drehmaschine auf das gewünschte Endmaß abgedreht, die seitlich der Gleitlagerbuchse überhängenden Faserstrukturen entfernt und einzelne Gleitlager der entsprechenden Breite abgestochen. Ebenso werden die Innenseiten der Gleitlager auf das gewünschte Endmaß gedreht, sodass final geeignete Probenkörper und Demonstratorbauteile vorliegen.

4.2. Konventionen zu dieser Arbeit

Standardabweichung Zur statistischen Bewertung der experimentellen Ergebnisse werden neben den Mittelwerten der Einzelmessungen die Standardabweichungen angegeben. Diese kann unterschieden werden in die „Standardabweichung der Stichprobe“ und die „Standardabweichung der Gesamtheit“.

Da die experimentelle Erfassung von Werten in der Regel eine Stichprobennahme darstellt und nicht die Grundgesamtheit erfasst werden kann, wird im Rahmen dieser Arbeit entsprechend die „Standardabweichung der Stichprobe“ verwendet. Diese ergibt sich zu:

$$s = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2}{n - 1}} \quad (4.1)$$

wobei:

n = Anzahl der Messwerte

x_i = i -ter Messwert

\bar{x} = arithmetisches Mittel

Massenanteil und Volumenanteil Die Beschreibung der Zusammensetzungen verschiedener Compounds kann grundsätzlich sowohl über die Massenanteile als auch über die Volumenanteile der Einzelkomponenten erfolgen. In Bereichen der Produktion wird meist auf Massenanteile zurückgegriffen, da diese schnell und unkompliziert mittels Wägen bestimmt werden können. Gegensätzlich dazu ist die Verwendung von Volumenanteilen bei der Erstellung von Simulationsmodellen sinnvoll, da die Modellierung mittels dreidimensionaler Volumenkörper erfolgt. Ebenso greifen analytische Berechnung für FVK auf den Volumenanteil zurück, da der Faservolumengehalt den entsprechenden Traganteil definiert. Eine Umrechnung der beiden Angaben kann grundsätzlich in beide Richtungen über die Dichte der Einzelkomponenten erfolgen.

Da die Entwicklung der Gleitlager produktionsnah erfolgt, wird im Rahmen dieser Arbeit auf eine Beschreibung mittels der Gewichtsanteile zurückgegriffen. Textpassagen, wo die volumenbasierte Angabe vorteilhaft ist, werden entsprechend markiert und dem Leser mittels entsprechendem Hinweis hervorgehoben. Entsprechende Werte werden mit der Einheit „vol.%“ versehen.

Nomenklatur Lagenaufbauten Für die eindeutige Beschreibung beliebiger Lagenaufbauten muss die Orientierung einer jeden Faserlage genau angegeben werden. Dazu wird der häufig verwendete „laminat orientation code“ genutzt. Für Details wird an dieser Stelle auf [AST19] verwiesen.

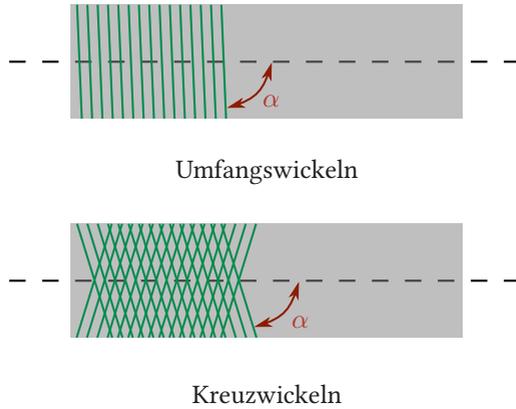


Abbildung 4.3.: Definition der Faserwinkel beim Wickeln der Lagerschalen

Bezüglich der später folgenden Angaben zu Lagenaufbauten beim Wickeln sei darauf hingewiesen, dass die Nomenklatur ebenfalls der gängigen Verwendung folgt, wobei der Wickelwinkel auf die Längsachse des Wickeldorns bezogen wird. Ein Wickelwinkel von 90° entspricht somit einer Umfangswicklung, ein Wickelwinkel von 0° erfolgt somit entlang der Längsachse.

4.3. Verwendete Materialien und Versuchsparameter

Haftfestigkeit der Anbindung

Zur grundlegenden Charakterisierung der Anbindung zwischen Thermoplasten und Epoxidharz erfolgt eine Bestimmung der Scherfestigkeit der Anbindungszone. Thermoplastische Folien werden dazu in einen unidirektionalen Laminat aufbau eingebracht und der Aufbau anschließend infundiert und ausgehärtet. Die Haftfestigkeitsuntersuchungen der Anbindung zwischen Thermoplasten und Epoxidharz erfolgt mittels Messung der interlaminaren Scherfestigkeit der Anbindungszone mit entsprechenden Probenkörpern gemäß [Deu86]. Eine Auswertung der Versuchsparameter kann ab Seite 104 entnommen werden.

Tabelle 4.1.: Verwendetes Harzsystem für Haftfestigkeit der Anbindung

Komponente	Handelsbezeichnung	Gew.-anteil	Datenblatt
Harz	Araldite LY 556	100	[Hun13]
Härter	Aradur 906	95	[Hun13]
Beschleuniger	Accelerator DY 070	1	[Hun13]

Tabelle 4.2.: Verwendete Thermoplastfolien für Haftfestigkeit der Anbindung

Grundpolymer	Handelsbezeichnung	Folien- dicke	Glasübergangs- temperatur
PEI	LITE GmbH – LITE I	80 μm	215 °C
PES	LITE GmbH – LITE S	240 μm	230 °C
PEEK	LITE GmbH – LITE K	140 μm	143 °C
PSU	Dietrich Müller GmbH – Tecfilm TC 00150	50 μm	190 °C

Versuchsparameter Zur Bestimmung der interlaminaeren Scherfestigkeit der Anbindung zwischen verschiedenen Thermoplasten und Epoxidharz werden Probenkörper gemäß [Deu89] hergestellt. Um eine empfohlene Dicke von 3 mm zu erreichen, wird ein vierlagiger Laminataufbau plus zusätzlicher Thermoplastschicht hergestellt. Gewählt wird dabei ein unidirektionaler Laminataufbau mit zusätzlicher Lage in Form der entsprechenden Thermoplastfolie in der Mittelebene des Laminats. Die Aushärtung des Laminats erfolgt gemäß der Herstellerangaben nach [Hun13] für 8 h bei 120 °C. Der Auflagerabstand während der Prüfung wird gemäß der Probendicke auf 15 mm eingestellt. Als Abbruchkriterium der Prüfung wird ein Abfall der Kraft mit einem Schwellenwert von 10 % der maximal aufgetretenen Kraft gewählt.

Materialien Die wichtigsten in dieser Versuchsreihe verwendeten Materialien werden nachfolgend mit einer Reihe der wichtigsten Kennwerte zusammengefasst. Für das verwendete Harzsystem in Tabelle 4.1, für die verwendeten Thermoplastfolien in Tabelle 4.2 und für die verwendeten Fasern in Tabelle 4.3.

Tabelle 4.3.: Verwendetes Glasfasertextil für Haftfestigkeit der Anbindung

Handelsbezeichnung	Konstruktion	Flächengewicht	Faserausrichtung	Nähfäden
HP-U600E	Unidirektional 0°	650 g m ⁻²	0°: 608 g m ⁻² 90°: 40 g m ⁻²	15 g m ⁻² PES

Ausbildung von SIPNs zwischen Thermoplasten und Epoxidharz

Die mögliche Ausbildung von SIPNs und Einflüsse auf die Bildung der Grenzschicht werden ab Seite 109 untersucht, wo auch eine detaillierte Versuchsauswertung stattfindet. Untersucht wird dabei die Löslichkeit verschiedener Thermoplaste und die jeweilige Temperaturabhängigkeit durch Lösungsversuche von entsprechendem Thermoplastpulver. Ferner erfolgt in einer zweiten Versuchsreihe eine optische Untersuchung der Anbindungszone zwischen Epoxidharz und Thermoplast.

Versuchsparameter Die jeweiligen Thermoplaste werden durch spanende Verfahren für die Lösungsversuche zu einem Pulver verarbeitet. Die projizierte Fläche der einzelnen Partikel entspricht dabei 0,14 mm² im Mittel. Das Pulver wird gemeinsam mit Epoxidharz auf einen Objektivträger gegeben und mittels eines beheizbaren Durchlichtmikroskops wird die Löslichkeit untersucht. Untersucht wird der Temperaturbereich von 30 °C bis 130 °C, wobei die Partikelgröße während der Versuchsdauer untersucht und die Größenabnahme ausgewertet wird. Für die optische Untersuchung der Anbindungszone werden Würfel mit einer Kantenlänge von 15 mm aus einer extrudierten Platte herausgetrennt und die Oberflächen mittels verschiedener Schleifmittel bearbeitet. Körnungen von 5 µm, 30 µm und 200 µm werden dabei untersucht, wobei feinere Körnungen mit Zwischenstufen der größeren Körnungen angewendet werden.

Materialien Als Epoxidharz wird das System „Araldite LY 556“ verwendet, das Datenblatt kann [Hun13] entnommen werden. Die Härter- und Beschleunigerkomponente wird für die Löslichkeitsuntersuchungen bei verschiedenen Temperaturen nicht verwendet. Die wichtigsten Daten können Tabelle 4.1 entnommen werden. Eine Auflistung der verwendeten Thermoplaste samt Glasübergangstemperatur kann Tabelle 4.4 entnommen werden.

Tabelle 4.4.: Verwendete Thermoplaste für Ausbildung von SIPNs zwischen Thermoplasten und Epoxidharz

Grundpolymer	Handelsbezeichnung	Glasübergangstemperatur
PEI	Ensinger GmbH – TECAPEI	216 °C
PES	Ensinger GmbH – TECASON E	225 °C
PEEK	Ensinger GmbH – TECAPEEK	150 °C
PSU	Ensinger GmbH – TECASON S	188 °C

Optimierung des Lagenaufbaus und Herstellung der Lagerschalen

Die Validierung der hier vorgestellten Ansätze erfolgt durch die Produktion von exemplarischen Bauteilen, welche die Struktur eines Gleitlagers für spätere Anwendungen nachbildet. Ferner werden die hergestellten Bauteile für Bauteilversuche verwendet, um insbesondere die Haftfestigkeit zwischen der Stützschale und der Stützstruktur zu untersuchen. Detaillierte Beschreibungen der Verfahren werden ab Seite 131 gegeben.

Versuchsparameter Gleitlagerbuchsenrohlinge werden hierzu auf einen Wickeldorn aufgezogen und mittels 4-Achs-CNC-Wickelmaschine mit Fadenspannungssteuerung mit einem Endlosroving belegt. Zwecks Begrenzung der Faserkompaktierung für eine gute Imprägnierbarkeit der Struktur wird die Fadenspannung auf 10 N festgelegt, in den Wendepunkten der Kreuzwicklung jedoch auf 15 N erhöht, um eine bessere Fixierung der Fasern zu erreichen. Zusätzlich wird die Wickellänge mit jeder zusätzlichen Lage um 4 mm verlängert, um eine gleichmäßige Verteilung der Wendepunkte über den Wickeldorn zu erreichen und lokale Aufdickungen zu reduzieren.

Materialien Vergleichbar zu den vorherigen Abschnitten wird nachfolgend eine kurze Zusammenfassung über die verwendeten Materialien im Ab-

4.3. Verwendete Materialien und Versuchsparameter.

Tabelle 4.5.: Verwendete Endlosfasern für Optimierung des Lagenaufbaus und Herstellung der Lagerschalen, Toho Tenax Tenax-E HTS45 E23

Filamentzahl	Titer	Zugfestigkeit	Zugmodul	Datenblatt
12 000	800 tex	4500 MPa	240 GPa	[Tei20]

schnitt „Optimierung des Lagenaufbaus und Herstellung der Lagerschalen“ gegeben. Als Harzsystem wird hierbei erneut das bereits vorgestellte System „Araldite LY 556“ verwendet, als Endlosrovings die C-Fasern „Toho Tenax Tenax-E HTS45 E23“. Die wichtigsten Kennwerte des Harzsystems sind in Tabelle 4.1 und Tabelle 4.5 aufgeführt.

Als Härtezyklen für das Harzsystem werden verschiedene Möglichkeiten vom Hersteller vorgeschlagen, welche nachfolgend zusammengefasst werden:

- 8 h 120 °C
- 2 h 120 °C + 8 h 140 °C
- 2 h 120 °C + 2 h 160 °C
- 2 h 120 °C + 8 h 160 °C
- 2 h 120 °C + 2 h 180 °C
- 2 h 120 °C + 8 h 180 °C
- 2 h 120 °C + 2 h 160 °C + 2 h 180 °C

Eigenentwickelte Compounds für Lagerschalen

Im Rahmen dieser Arbeit erfolgt die Herstellung von Compounds auf Basis von PEEK und PSU. Den Thermoplasten werden verschiedene Additive in unterschiedlichen Gewichtsanteilen beigelegt und die Compoundierung erfolgt in einem Zweischnellenextruder.

Versuchsparameter Alle Materialien liegen als Pulver oder Granulat vor, sodass diese nach dem Abwiegen in einem Trockenmischprozess gemischt werden. Mittels gekühltem Trichter und Einzug werden die Materialien dem Zweischnellenextruder zugeführt („Rheodrive 7, HAAKE PolyLab OS von Thermo Fisher Scientific“) und compoundiert. Der Durchsatz entspricht dabei rund 5 kg h^{-1} bis 10 kg h^{-1} , unterscheidet sich jedoch in Abhängigkeit der genauen Compoundzusammensetzung und dem Basispolymer.

Tabelle 4.6.: Verwendete Materialien für Compounds

Material	Hersteller	Produktbezeichnung
PEEK	Evonik Industries AG	VESTAKEEP
PSU	Solvay Advanced Polymers	UDEL
C-Faser	KUREHA CORPORATION	KRECA CHOP
Graphit	SGL Carbon GmbH	SIGRAFINE
Graphit	Imerys	TIMREX
PTFE	3M	Dyneon
EA-2000	ACG Chemicals	Fluon+

Materialien Aufgrund einer aktiven Geheimhaltungsvereinbarung können die genauen Gewichtsanteile und Zusammensetzungen der einzelnen Compounds zum Zeitpunkt der Veröffentlichung dieser Arbeit nicht publiziert werden. Da die Compoundzusammensetzung hinsichtlich der tribologischen Eigenschaften erfolgt, diese Eigenschaften im Rahmen dieser Arbeit jedoch nur eine untergeordnete Rolle spielen, werden hier nur die grundsätzlich verwendeten Additive und Thermoplaste genannt. Eine Auflistung aller Materialien ist in Tabelle 4.6 gegeben.

DSC-Messungen der Compounds

Die hergestellten PEEK-Compounds werden mittels DSC hinsichtlich ihrer kristallinen Bereiche untersucht. Von Interesse dabei sind sowohl die Lage der einzelnen Peaks als auch die Höhe und der allgemeine Verlauf der einzelnen Zyklusschritte. Ein Vergleich erfolgt in dieser Arbeit immer lediglich innerhalb eines Heiz-Kühl-Heiz-Zyklus, nicht zwischen den Verläufen unterschiedlicher Compounds. Von Vergleichen zwischen mehreren Compounds wird hier abgesehen, da die verschiedenen Compounds unterschiedliche Additive und Additiveanteile aufweisen. Ein direkter Vergleich zwischen verschiedenen Compounds ist aufgrund der unterschiedlichen Gewichtsanteile nicht möglich und wäre erst nach mehreren Korrekturrechnungen möglich. Da jede dieser Rechnungen die Genauigkeit der Ergebnisse jedoch beeinflusst, erfolgt dies in dieser Arbeit nicht. Die Heiz-Kühl-Heiz-Zyklen für die Compounds werden mit folgenden Prüfbedingungen festgelegt:

4.3. Verwendete Materialien und Versuchsparameter.

- Vorspülen für 5 min mit Stickstoff
- Erster Heizzyklus im Temperaturbereich von 100 °C bis 400 °C mit einer Heizrampe von 20 K min⁻¹
- Temperaturstufe von 400 °C für 5 min halten
- Abkühlen auf 100 °C mit einer Rate von 20 K min⁻¹
- Temperaturstufe von 100 °C für 5 min halten
- Zweiter Heizzyklus im Temperaturbereich von 100 °C bis 400 °C mit einer Heizrampe von 20 K min⁻¹

Entwicklung und Modellierung der Gleitschicht

Kapitelinhalt

5.1.	Einfluss der Füllstoffe auf das Tragverhalten	66
5.1.1.	Problemstellung	66
5.1.2.	Methoden zur Berechnung der mechanischen Eigenschaften	66
5.1.3.	Modellerläuterungen	70
5.1.4.	Programmierung der Partikelerstellung	77
5.1.5.	Modellierung anisotroper Additive	84
5.1.6.	Vergleich des Simulationsmodells	88
5.2.	Compoundherstellung	98

Die Wahl eines geeigneten Materials zur Herstellung der Gleitlager stellt einen essentiellen Bestandteil für die erfolgreiche Neuentwicklung dar. Zwei übergeordnete Problemfelder werden dabei identifiziert, welche sich, gestützt auf wissenschaftliche Erkenntnisse, mit der Wahl und Herstellung eines geeigneten Compounds befassen. Sind geeignete Additive, Grundmaterialien und Zusammensetzungen gefunden, lassen sich einerseits die mechanischen Eigenschaften nur schwer durch analytische Methoden berechnen, um die Auslegung der Lager zu ermöglichen. Andererseits müssen geeignete Prozessparameter zur Verarbeitung gefunden werden. Beide Aspekte werden im Rahmen dieses Kapitels bearbeitet und Antworten für die in dieser Arbeit vorliegenden Fragestellungen diskutiert. Die Berechnung der mechanischen Eigenschaften

erfolgt dabei durch einen simulativen Ansatz, durch Nachbildung eines repräsentativen Volumenelements. Additive werden im Modell entsprechend der Zusammensetzung des Compounds abgebildet, berücksichtigt wird dabei sowohl eine örtliche Zufallsverteilung als auch eine Zufallsverteilung der Größe der abgebildeten Additive in vorgegebenen Grenzwerten. Diskutiert werden sowohl die Entwicklung des Modells als auch ein Vergleich zwischen Messwerten und mittels des Modells errechneten Werten. Abschließend wird die Herstellung der Compounds erläutert, wobei die gesamte Prozesskette, endend mit der Granulierung und Bereitstellung für die Weiterverarbeitung im HCM, beschrieben wird. Das entwickelte Simulationsmodell wird zu einem späteren Zeitpunkt in Abschnitt 7.2 verwendet, um die mechanischen Eigenschaften der neuentwickelten Compounds zu berechnen und eine Bewertung hinsichtlich der Eignung als Gleitlagerwerkstoff vorzunehmen. Ebenso wird die Qualität des Simulationsmodells intensiv diskutiert und bewertet.

5.1. Einfluss der Füllstoffe auf das Tragverhalten

5.1.1. Problemstellung

Die Entwicklung neuartiger Compounds stellt in der Regel einen langwierigen Prozess dar, da verschiedenste Materialmischungen kombinierbar sind, die mechanischen Eigenschaften im Vorfeld meist jedoch nicht berechenbar sind. Daher wird im Rahmen dieser Arbeit ein Ansatz entwickelt, welcher eine Abschätzung der elastischen Eigenschaften bisher unbekannter Compounds ermöglicht. Zurückgegriffen wird hierbei auf einen simulativen Ansatz und die Erstellung eines Mikromodells zur Berechnung. Die zugrunde liegende Idee, die angewandte Vorgehensweise und die notwendigen Kenndaten zur Erstellung des Modells werden in den nachfolgenden Abschnitten detailliert vorgestellt. Auch wird eine Gegenüberstellung verschiedener Lösungsansätze gegeben und die spezifischen Vor- und Nachteile erläutert.

5.1.2. Methoden zur Berechnung der mechanischen Eigenschaften

Die Abschätzung der mechanischen Eigenschaften eines neuartigen Compounds kann auf unterschiedliche Arten erfolgen, wobei zwei in diesem Abschnitt genauer erläutert werden. Beschrieben werden dabei die Abschätzung

über simple Mischungsregeln und der später weiterverwendete Ansatz mittels Simulationen eines Mikromodells. Besonders die Abschätzung über Mischungsregeln findet aktuell eine häufige Anwendung, da es sich hierbei um ein schnelles und einfach anwendbares Verfahren handelt. Ferner sind nur wenige Parameter notwendig, um eine Berechnung durchzuführen. Die Vorgehensweise hierbei beruht auf einer Gewichtung der spezifischen mechanischen Eigenschaften der Einzelkomponenten des Compounds in Abhängigkeit von jeweiligen Volumenanteil. Dieser Ansatz ist für die Berechnung des Moduls in seiner allgemeinen Form in Gleichung (5.1) angegeben.

$$E_{Comp} = E_{Grund} \cdot (1 - v_1 - v_2 - \dots - v_n) + E_{Add.1} \cdot v_1 + E_{Add.2} \cdot v_2 + \dots + E_{Add.n} \cdot v_n \quad (5.1)$$

wobei:

E_{Comp} = E-Modul Compound

E_{Grund} = E-Modul Grundmaterial

$E_{Add.n}$ = E-Modul Additiv (1,2,...,n)

v_n = Volumenanteil Additiv (1,2,...,n)

Grundlegende Überlegungen zur Erstellung dieser Modellberechnung lassen sich dabei auf Federmodelle zurückführen, wobei jede Materialkomponente durch eine Feder dargestellt wird. Ferner wird eine Parallelschaltung angenommen, sodass jede Komponente bei externer Last der gleichen Dehnung unterliegt. Mittels Kraftaufteilung und Volumenverhältnissen kann oben genannte Gleichung hergeleitet werden.

Dieser Ansatz bietet für eine Vielzahl an Anwendungen eine hinreichend genau Möglichkeit zur Herleitung der elastischen Eigenschaften bei bekannter Zusammensetzung eines Mehrkomponentenmaterials. Jedoch wird eine Reihe von Vereinfachungen vorausgesetzt, beispielsweise können Querkontraktionen und deren Einflüsse nicht berücksichtigt werden oder innere komplexe Spannungszustände aufgrund einer Lastumverteilung an Materialgrenzen finden aufgrund ihrer Komplexität keine Berücksichtigung.

Erweiterte und speziell auf kurzfaserverstärkte Kunststoffe angepasste Ansätze bieten die Berechnungsmethoden, welche bereits in Abschnitt 3.4 ausführlich beschrieben werden. Doch auch diese Ansätze weisen jeweils spezifische Ungenauigkeiten in den Berechnungen auf und sind für die hier vorliegende Problemstellung nur bedingt geeignet.

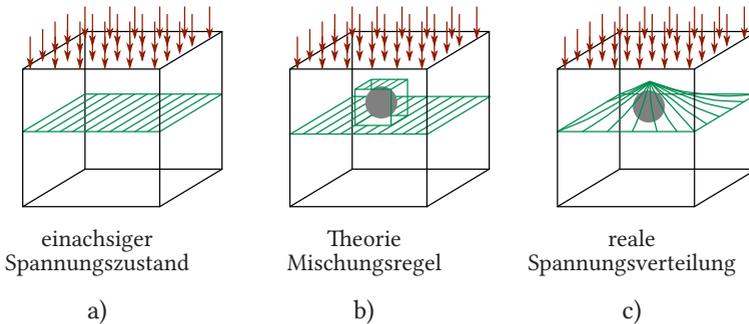


Abbildung 5.1.: Skizze Mikromodell Partikeleinfluss

Eine detailliertere Möglichkeit zur Berechnung bietet jedoch eine Simulation auf Materialmikroebene. Dabei kann der Einfluss von Additiven untersucht werden und die angesprochenen Effekte, welche bei Verwendung der Mischungsregel vernachlässigt werden, können berücksichtigt werden. Dadurch kann die Vorhersage der Materialeigenschaften mit einer höheren Genauigkeit erfolgen und eine Vielzahl an auftretenden Effekten untersucht werden. Beispielphaft wird dies anhand von Abbildung 5.1 erläutert.

Gezeigt werden beispielhafte und idealisierte Spannungsverteilungen bei Drucklasten in kubischen Bauteilen. Ein idealisierter innerer Spannungszustand des Bauteils, bestehend aus einem homogenen Material und ohne Berücksichtigung von Querkontraktionen, ist dabei in Teil a) gezeigt. Ein einachsiger Spannungszustand, über den gesamten Querschnitt verteilt, stellt sich ein und es kommt zu keinerlei Spannungsspitzen. Dies stellt einen idealen Zustand dar, welcher praktisch nicht erreicht werden kann.

Teil b) verdeutlicht die angenommene Spannungsverteilung bei Verwendung der Mischungsregel. Bereiche des Grundmaterials und des Additivs sind dabei scharf voneinander abgetrennt und verfügen über die entsprechenden mechanischen Eigenschaften des jeweiligen Materials. Jeder Bereich entspricht im Feder-Modell einer Feder mit entsprechender Federsteifigkeit. Eine Kopplung zwischen den Bereichen wird im Modell vereinfacht durch Reihen- und Parallelschaltungen realisiert. Spannungsspitzen, entstehend aufgrund verschiedener Steifigkeiten und verhinderten Kontraktionen, werden hierbei nicht berücksichtigt, weshalb es lediglich zu einer ungenauen Abbildung des realen mechanischen Verhaltens kommt.

Der Aufbau eines präzisen FEM-Modells auf Mikroebene hingegen ermöglicht eine genaue Berechnung der mechanischen Eigenschaften eines beliebigen Compounds. Da Aussagen zu größeren Strukturen beziehungsweise Bauteilen in der Regel jedoch meist von Interesse sind, ergibt sich ein Problem der Übertragung der Abbildung der Mikroebene hin zur Bauteilgröße auf der Makroebene. Die Erstellung eines Makromodells mit der Abbildung einzelner Partikel auf der Mikroebene ist dabei aufgrund der entstehende Komplexität weder sinnvoll noch möglich [Wri05]. Zur Umgehung dieses Problems wird häufig ein Ansatz mittels Skalenübergang verwendet. Dabei wird das Material auf einer Größenebene simuliert, wo einzelne Additivpartikel abgebildet werden können. Diese Partikel sind vom Grundmaterial umgeben und mechanisch entspricht dieses Vorgehen einem Freischnitt auf entsprechender Größenebene. Verschiedene Additivanteile im Compound können durch unterschiedliche Größenverhältnisse nachgebildet werden. Effekte der Querkontraktion können dabei genauso berücksichtigt werden, wie Steifigkeitssprünge im Material, behinderte Dehnungen oder lokale Lastumverteilungen. Teil c) in Abbildung 5.1 veranschaulicht dies beispielhaft. Der sich ergebende Spannungszustand weist bei Verwendung eines solchen Modells eine hohe Komplexität auf und eine Vielzahl an Einflüssen wird berücksichtigt. Daher kann von den drei genannten Verfahren dieses als genaueste Abbildung des realen mechanischen Verhaltens bezeichnet werden. Ergebnisse der Simulation auf dieser Größenebene können übernommen werden und als mechanische Eigenschaften eines einzelnen Punktes eines Simulationsmodells auf der Makroebene angesehen werden.

Zur Bestimmung der mechanischen Eigenschaften eines komplexen Compounds, bestehend aus mehreren Additiven, zeigt sich jedoch eine erhebliche Einschränkung bei Verwendung des dargestellten FEM-Modells. Die Simulation eines Compounds, bestehend aus einem Grundmaterial und einem Additiv, kann dabei genau erfolgen, die Modellierung eines komplexen Compounds mit mehreren Additiven hingegen setzt ein komplexeres Modell voraus und eine Vielzahl an Partikeln mit unterschiedlichen Eigenschaften muss im Modell abgebildet werden.

Da im Rahmen dieser Arbeit eine Vielzahl an Compounds mit mehreren Additiven von Relevanz ist, wird eine solche Darstellung einzelner Partikel als inakzeptabel eingestuft und die Entwicklung eines komplexeren Simulationsmodells entsprechend angestrebt, sodass der Einfluss aller Additive und deren gegenseitigen Einflüsse berücksichtigt werden. Das Vorgehen und die Entwicklung des Modells wird im folgenden Abschnitt erläutert.

5.1.3. Modellerläuterungen

Basierend auf den im vorigen Abschnitt genannten Punkten wird im Rahmen dieser Arbeit ein Simulationsmodell zur Beschreibung der elastischen mechanischen Eigenschaften neuartiger Compounds entwickelt. Die Ziele des zu entwickelnden Modells werden dabei folgendermaßen definiert:

Genauigkeit Die mechanischen Eigenschaften eines beliebigen Compounds sollen präzise berechenbar sein. Daher werden auf dem Markt verfügbare Compounds modelliert und die Simulationsergebnisse mit den technischen Angaben verglichen.

Flexibilität Das zu erstellende Modell soll die Möglichkeit zur Simulation vielfältiger Compounds ermöglichen. Die Berechnung von Compounds mit mehreren Zusätzen soll ermöglicht werden und verschiedene Mengenteile zueinander sollen realisierbar sein. Ferner soll eine Einstellbarkeit der Partikelgröße der Additive möglich sein. Das Modell muss daher unbedingt eine Möglichkeit zur Einstellung des jeweiligen Volumenanteils aller Additive ermöglichen und die Möglichkeit zur Einstellung der zugehörigen Partikelgrößen.

Randomisierung Die Verteilung der Additive im Modell soll zufallsverteilt erfolgen. Da die mechanischen Eigenschaften von der Verteilung im repräsentativen Volumenelement abhängen, sollen die einzelnen Partikel zufällig im Volumenelement verteilt werden. Eine Überlappung einzelner Partikel muss dabei ausgeschlossen werden.

Bedienbarkeit Es soll ein Modell erstellt werden, was auch durch Dritte verwendet werden kann. Grundkenntnisse in CAD und FEM-Simulationen sollen dabei ausreichen, Programmierkenntnisse sollen weitestgehend keine Voraussetzung sein. Daher ist eine Voll- oder Teilautomatisierung der Modellerstellung angestrebt.

Geschwindigkeit Die Simulation der Materialeigenschaften soll in einem möglichst kurzen Zeitrahmen realisierbar sein. Einerseits wird dies bereits über die angesprochene Voll- oder Teilautomatisierung der Modellerstellung erreicht, andererseits wird ein FEM-Modell mit einer entsprechend geringen Knotenzahl verwendet, wobei die oben genannten Randbedingungen jedoch erfüllt werden.

Oben genannte Rahmenbedingungen werden als Richtlinien zur Erstellung und Bewertung des zu erstellenden Simulationsmodells verwendet. Die systematische Vorgehensweise zur Erstellung des Modells wird im nachfolgenden

Eigenschaft		Lösung 1	Lösung 2
1	Erstellung Partikelgeometrie	manuell	automatisch
2	Programm Erstellung	FEM	CAD
3	Partikelform abbilden	nicht vereinfacht	vereinfacht
4	Randomisierung Partikelgröße	ja	nein
5	Randomisierung Partikelverteilung	ja	nein

Abbildung 5.2.: Morphologischer Kasten zur Erstellung des Simulationsmodells

Abschnitt dargestellt. Dabei werden die grundlegenden Funktionen in einem morphologischen Kasten zusammengefasst, welcher in Abbildung 5.2 dargestellt ist. Die einzelnen Teilfunktionen werden einzeln erläutert und auf Basis entsprechender Argumente eine Teillösung gewählt. Der ausgewählte Lösungsweg ist in Abbildung 5.4 aus Seite 76 dargestellt.

Erstellung Partikel Als Möglichkeit zur Erstellung der Partikel werden hier zwei grundlegende Möglichkeiten diskutiert, eine manuelle Erstellung und eine automatische Erstellung der Partikel. Während eine manuelle Erstellung dem Anwender grundsätzlich die höchste Freiheit bei der Modellbildung bie-

tet, so ist der Aufwand bei der Erstellung des Materialmodells entsprechend höher. Gegensätzlich dazu bietet ein automatisierter Erstellungsprozess eine vereinfachte Bedienung, Einschränkungen hinsichtlich der Flexibilität müssen jedoch akzeptiert werden. Ferner stellt die Programmierung eines automatisierten Prozesses einen erheblichen Aufwand dar, da eine flexible und möglichst universelle Methode wünschenswert ist.

Im hier beschriebenen Anwendungsfall werden eine Vielzahl an Materialvarianten simulativ untersucht werden, sodass der Aufwand einer manuellen Erstellung entsprechend hoch ist. Die Auswahl dieser Funktionseigenschaft muss daher auf einen automatisierten Prozess getroffen werden. Der Funktionsumfang der programmierten Automatisierung muss dabei die Einstellung der Partikelanzahl und -größe ermöglichen, sodass eine Vielzahl verschiedener Compounds nachgebildet werden kann.

Programm Erstellung Die Erstellung des Mikromodells zur Simulation des Materialverhaltens kann grundsätzlich in verschiedenen Programmen erfolgen. Für diese Arbeit werden die mechanischen Simulationen mit dem Programm *Ansys* durchgeführt, welches eine Vielzahl an Möglichkeiten zur Erstellung des 3D-Modells bietet und zukünftig eine Erweiterung des Gesamtmodells um weitere Parameter ermöglicht, sodass beispielsweise auch eine thermische Analyse unter dynamischen Beanspruchungen erweitert werden kann. Sowohl die Erstellung mit integrierten Mitteln als auch der Import vielzähliger Dateiformate für dreidimensionale Konstruktionen ist möglich. Die Erstellung im integrierten Konstruktionsprogramm bietet dabei die größte Kompatibilität zu nachfolgenden Simulationsschritten, die Möglichkeiten eines Exports ist jedoch eingeschränkt.

Die Erstellung der Geometrie mittels eines CAD-Programms bietet eine weitere Möglichkeit zur Modellierung des Mikromodells. Auch hier kann eine Programmierung zur Erstellung der Partikel erfolgen, sodass eine automatische Erstellung möglich ist. Die Verwendung eines CAD-Programms bietet dabei die vielfältigsten Möglichkeiten zur Modifikation des 3D-Modells nach der automatischen Erstellung und bietet somit auch die einfache Möglichkeit für Änderungen zu einem späteren Zeitpunkt. Daher wird hier die Wahl eines CAD-Programms zur Erstellung der Partikel als geeignete Lösung identifiziert. Als Programm wird in dieser Arbeit *SolidWorks* verwendet, welches eine umfangreiche Schnittstelle zur Programmierung aufweist.

Partikelform abbilden Prinzipiell werden Partikel verschiedenster Ausprägungen zur Verbesserung der Eigenschaften der Gleitschicht verwendet, welche sich in ihrer Form teilweise erheblich unterscheiden. Ausgeprägte Volumenkörper, plättchenförmige und faserförmige Partikel können dabei grundsätzlich unterschieden werden. Je genauer die Formen der einzelnen Partikel im Simulationsmodell abgebildet werden können, umso höher ist die Abbildungsgenauigkeit und die zu erwartenden Ergebnisse präziser. Jedoch steigt sowohl der Aufwand zur Erstellung des Simulationsmodells, als auch die Berechnungszeit der FEM-Simulation kann um ein Vielfaches steigen.

Um diesen erheblichen Anstieg der Berechnungszeit zu umgehen, wird grundsätzlich eine Vereinfachung der Partikelform erfolgen.

Randomisierung Partikelgröße Zugesetzte Partikel unterliegen einer Zufallsverteilung ihrer Größe. In der Regel handelt es sich hierbei um eine Gaußsche Normalverteilung mit entsprechender Streuung der Größen um einen Erwartungswert mit zugehöriger Varianz. Da während der Herstellung der Partikel Prozessschritte die Größenverteilung jedoch zu beiden Seiten begrenzen, beispielsweise durch Aussieben großer Agglomerate, müsste auch die Verteilungskurve entsprechend beidseitig beschnitten werden. Allgemein kann eine solche Verteilung sowohl für ausgeprägte Volumenkörper, plättchenförmige und faserförmige Partikel, mit Streuung der Größen in jeweilige Raumrichtungen angenommen werden. Eine Nachbildung der Größenverteilung ist dabei grundsätzlich möglich, muss jedoch aufgrund der Modelleinschränkungen kritisch hinterfragt werden. Eine zufallsverteilte Abbildung der Partikelgröße durch eine Gaußsche Normalverteilung ohne beschnittene Ränder würde, je nach gesetzten Grenzwerten, auch Größenwerte mit großen Abweichungen zum Erwartungswert ermöglichen. Für den Aufbau eines Simulationsmodells kann dies jedoch dazu führen, dass diese Partikel mit einer entsprechend feinen Vernetzung abgebildet werden müssten, wodurch sowohl die Berechnungszeit steigt als auch große Übergänge zwischen verschiedenen Vernetzungsgrößen für alle Partikel entstehen würden.

Für die Erstellung des Simulationsmodells im Rahmen dieser Arbeit ist es daher sinnvoll, sowohl eine Begrenzung der maximalen Größe als auch der minimalen Größe vorzunehmen. Ferner stellt sich die Schwierigkeit, dass für jedes Additiv grundsätzlich abweichende Varianzen zu erwarten sind, welche meist im Vorfeld unbekannt sind. Eine Implementierung der Abfrage der Varianz zur Nachbildung der Größenverteilung kann daher bei der Verwendung

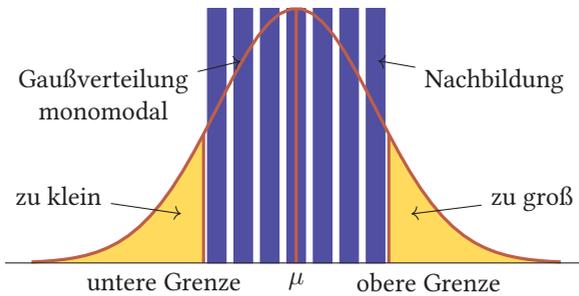


Abbildung 5.3.: Abbildung der Größenverteilung von Partikeln im Modell

dazu führen, dass nicht alle notwendigen Informationen vorliegen. Daher wird im Rahmen dieser Arbeit ein alternativer Ansatz verfolgt und die Verteilung der Partikel durch eine Gleichverteilung in vorgegebenen Grenzen erfolgen. Die Wahl der Grenzen wird dabei dem Anwender überlassen, sodass eine Einflussnahme auf die Größenverteilung möglich ist. Das Prinzip der Abbildung der Partikelgröße ist dabei in Abbildung 5.3 dargestellt. Die prozesstechnischen Grenzwerte der Größenverteilung sind durch vertikale Striche hervorgehoben, wobei eine exemplarische Gaußsche Verteilungskurve mit zugehörigem Erwartungswert und Varianz zugrunde gelegt wird. Die entsprechenden Bereiche, welche bei der Größenverteilung daraus resultierend wegfallen, sind gelb hervorgehoben und die Nachbildung der Partikelverteilung im Simulationsmodell ist in Blau dargestellt.

Randomisierung Partikelverteilung Neben einer Variation der Partikelgröße wird es bei der Compoundierung auch zu einer inhomogenen örtlichen Verteilung der Partikel kommen. Insbesondere bei kleinen Massenanteilen an zugesetztem Additiv mit verhältnismäßig großen Partikelvolumina stellt die Nachbildung der Partikelverteilung eine Schwierigkeit dar. Da die Menge an beigefügten Additiven durch das Compound vorgegeben ist und auch die Partikelgröße eine feste Größe ist, kann eine gleichmäßige Verteilung über das gesamte Volumen nicht erfolgen. Um dies zu erreichen, ohne die vorgegebenen Partikelgrößen und -anteile zu verändern, müsste eine Neuskalierung des repräsentativen Volumenelements für jedes Compound vorgenommen werden. Eine direkte Vergleichbarkeit der Ergebnisse verschiedener Simulationen wäre damit jedoch nicht mehr zwingend gegeben. Daher wird an einer definierten Größe des Volumenelements festgehalten und die erstellten Partikel darin verteilt.

Eine rein zufällige Verteilung der Partikelposition kann jedoch dazu führen, dass erstellte Partikel sich überschneiden oder gegenseitig umschließen. Eine Annäherung zweier Partikel mit punktförmigen Kontaktbereich kann dabei zu unendlich kleinen Schnittkonturen führen, welche sowohl die Nachbildung im Modell erschweren als auch zu lokalen Überschätzungen der Spannungen durch die Simulation führen. Großflächige Überschneidungen mehrerer Partikel würden weiterhin dazu führen, dass der Volumenanteil der Partikel im Modell zu gering abgebildet wird. Erst durch eine Berechnung des tatsächlichen Volumens, ohne Mehrfachzählung der überlappenden Bereiche, und anschließende Ergänzung weiterer Partikel könnte zur Abbildung des vorgegebenen Volumenanteils führen. Eine mehrfach iterative Berechnung mit Rückkopplung wäre dafür jedoch notwendig. Sowohl die unendlich kleinen Schnittkonturen als auch die Überlappungen mit ihren entstehenden Schnittkonturen würden jedoch dennoch zu Problemen bei der Berechnung führen, sodass ein iterativer Ansatz hier nicht zielführend ist.

Daher wird in dieser Arbeit ein gemischter Ansatz verfolgt. Ein würfelförmiges repräsentatives Volumenelement wird dazu durch jeweils zehnfache Kantenteilung zu Beginn in 1000 ebenfalls würfelförmige Unterelemente unterteilt. Jedes dieser Unterelemente kann genau ein Partikel enthalten, welches zentrisch im Unterelement angeordnet wird. Da bei geringen Additivmengen nicht jedes Unterelement durch ein Partikel besetzt werden muss, erfolgt die Besetzung der Unterelemente automatisiert und zufallsverteilt. Werden mehrere verschiedene Additive beigemischt, so erfolgt auch die Materialzuordnung zufallsbasiert. Erstens kann somit eine unzulässige Annäherung der Partikel und Überschneidung verhindert und zweitens eine Zufallsverteilung der Partikel, auch bei mehreren Additiven, ermöglicht werden.

Auswahl Entsprechend der oben genannten Problemfelder und Lösungsansätze wird ein Gesamtansatz zur Erstellung des Simulationsmodells durch Kombination der Einzellösungen ausgewählt. Basierend auf dem in Abbildung 5.2 gezeigten morphologischen Kasten werden die gewählten Einzellösungen in Abbildung 5.4 hervorgehoben.

Der zu erstellende Ansatz bietet somit eine halbautomatische Möglichkeit zur Erstellung eines geeigneten Simulationsmodells zur Berechnung neuartiger Compounds. Die Partikel werden dabei nach Eingabe notwendiger Parameter automatisch in *SolidWorks* erstellt, wobei eine Vereinfachung der Partikelform vorgenommen wird und alle Partikel anhand von sphärischen Volumenelementen abgebildet werden. Eine automatische Variation der Partikelgröße innerhalb

Eigenschaft		Lösung 1	Lösung 2
1	Erstellung Partikelgeometrie	manuell	automatisch
2	Programm Erstellung	FEM	CAD
3	Partikelform abbilden	nicht vereinfacht	vereinfacht
4	Randomisierung Partikelgröße	ja	nein
5	Randomisierung Partikelverteilung	ja	nein

Abbildung 5.4.: Morphologischer Kasten – ausgewählter Pfad

definierter Grenzen ist möglich und es erfolgt eine zufällige räumliche Verteilung der Partikel. Die Verteilung erfolgt dabei diskret, um beispielsweise Überschneidungen mehrerer Partikel zu verhindern. Der gewählte Ansatz wird exemplarisch in Abbildung 5.5 erläutert.

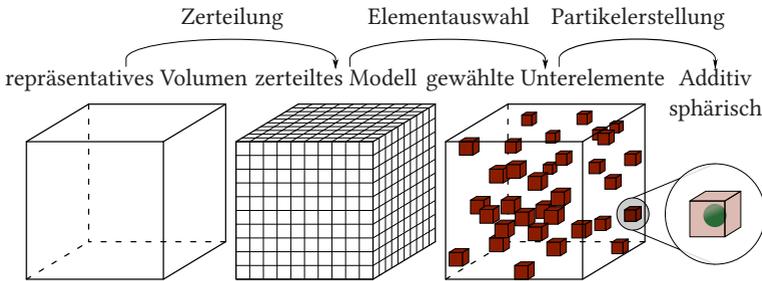


Abbildung 5.5.: Prinzipielles Vorgehen zur Erstellung des Simulationsmodells

5.1.4. Programmierung der Partikelerstellung

Die im vorherigen Abschnitt genannten Schritte werden nachfolgend zur Entwicklung der automatisierten Geometrieerstellung verwendet. Die Programmierung erfolgt als Makro für *SolidWorks* innerhalb der integrierten Programmierumgebung. Zur Bedienung wird ein „graphical user interface“ programmiert, welches nacheinander die notwendigen Parameter zur Erstellung des Modells vom Anwender abfragt.

Dazu wird im Vorfeld der Programmablauf in einem Flussdiagramm zusammengefasst und die grundlegende Struktur des Programms entwickelt. Eine Darstellung des endgültigen Flussdiagramms ist in Abbildung 5.6 gegeben, wobei Programmblöcke in Grau, Benutzerabfragen in Grün, Verzweigungen in Blau und Unterprogramme in Gelb dargestellt werden. Die verwendete Symbolik wird dabei an [Deu83] angelehnt.

Der komplette Quellcode kann Abschnitt C auf Seite 188 entnommen werden. Die zum Verständnis der Programmierung notwendigen Programmteile werden nachfolgend ausführlich erläutert und diskutiert. Die Zeilennummerierung der Codeausschnitte entspricht dabei der Nummerierung im gesamten Quellcode.

Die Größe des repräsentativen Volumenelements wird festgelegt und in der Variable „BoxSize“ gespeichert; die Definition erfolgt dabei in Metern. Als repräsentatives Volumenelement wird hier ein Würfel mit einer Kantenlänge von 1 mm gewählt.

```

'Groesse des umfassenden Wuerfels
6   Const BoxSize As Double = 0.001 ' (1mm)
    
```

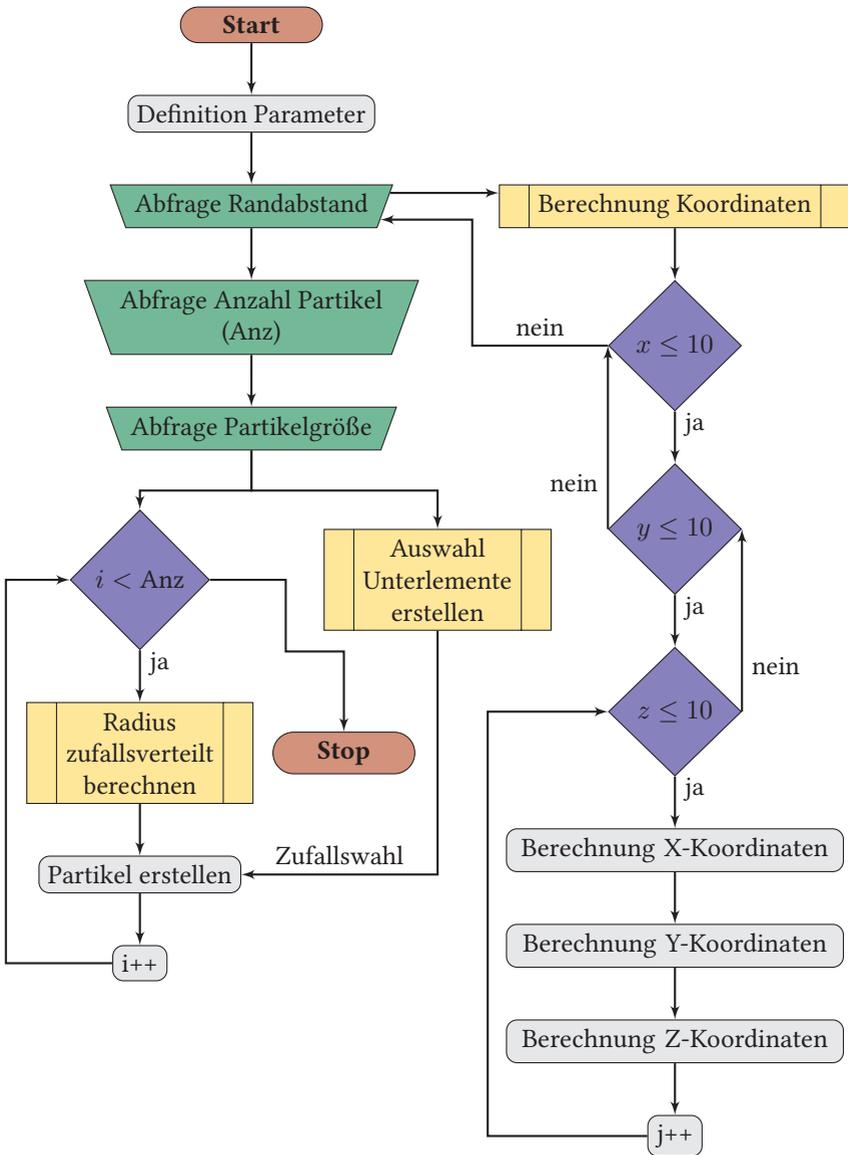


Abbildung 5.6.: Flussdiagramm des programmierten Makros zur Erstellung zufallsverteilter Partikel in SolidWorks

5.1. Einfluss der Füllstoffe auf das Tragverhalten.

Eine Definition notwendiger Variablen und Festlegung von notwendigen Schnittstellenparametern erfolgt in den Zeilen 9 bis 30. Der Mittelpunkt eines jeden Partikels wird in der Variable „vCenter“ festgelegt, wobei die genaue Definition später detailliert erläutert wird.

```
10  Dim swApp As SldWorks.SldWorks
    Dim swDoc As ModelDoc2
    Dim swBody As Body2
12  Dim swPart As PartDoc
    Dim swModeler As Modeler
14  Dim swFeat As Feature

16  Set swApp = Application.SldWorks
    Set swDoc = swApp.ActiveDoc
18  Set swPart = swDoc
    Set swModeler = swApp.GetModeler

20
    Dim swSurf As Surface
22  Dim swSurfPara As SldWorks.
        SurfaceParameterizationData
    Dim tempCenter(3) As Double
24  Dim UVRange(3) As Double
    Dim vCenter As Variant
26  Dim vAxis As Variant
    Dim vRefDir As Variant
28  Dim i As Long
    Dim Stopwatch As Double
30  Dim swModel As SldWorks.ModelDoc2
```

Falls gewünscht kann ein Randabstand eingestellt werden, welcher nicht zur Platzierung von Partikeln verwendet werden kann. Die Kantenlängen des Würfels werden dementsprechend an allen Seiten um den hier abgefragten Wert gekürzt. Die Einstellung eines kleinen Randabstandes erleichtert in der Regel die spätere Simulation, da somit ausgeschlossen werden kann, dass einzelne Partikel die Grenzflächen des repräsentativen Volumenelements berühren oder durchstoßen, was zu fehlerhaften Spannungsspitzen in der Simulation im Randbereich führen kann und notwendige Lager- und Randbedingungen in der Simulation stören kann.

Kapitel 5. Entwicklung und Modellierung der Gleitschicht.

```
32      'Randabstand abfragen
      Dim Abstand As Double
34      Abstand = InputBox("Der_Randabstand_in_m?", "
          Randabstand", 0.00001)
```

Abhängig von der festgelegten Größe, abzüglich des optionalen Randabstandes, wird das zur Verfügung stehende Volumen in 1000 Unterelemente unterteilt. Die Koordinaten der Mittelpunkte eines jeden Unterelements werden berechnet und zeilenweise im Array „Koordinaten“ gespeichert. In der ersten Spalte des Arrays wird eine fortlaufende Nummer, definiert durch die Variable „j“ gespeichert, womit später auf die entsprechenden Koordinaten eines Unterelements zugegriffen werden kann. Die zweite Spalte enthält die X-Koordinate, die Y- und Z-Koordinaten sind in den Spalten drei und vier gespeichert. Die Unterteilung des Volumens erfolgt durch eine dreifach geschachtelte „For-Schleife“ mit den durchlaufenden Variablen „x“, „y“ und „z“.

```
      'Wuerfel aufteilen in 10x10x10 Teile
46      For x = 1 To 10
          For y = 1 To 10
48              For z = 1 To 10
50
                    Koordinaten(j, 0) = Abstand + ((BoxSize - 2
                        * Abstand) / 20) + (x - 1) * ((BoxSize
                            - 2 * Abstand) / 10)
                    Koordinaten(j, 1) = Abstand + ((BoxSize - 2
                        * Abstand) / 20) + (y - 1) * ((BoxSize
                            - 2 * Abstand) / 10)
52                    Koordinaten(j, 2) = Abstand + ((BoxSize - 2
                        * Abstand) / 20) + (z - 1) * ((BoxSize
                            - 2 * Abstand) / 10)
                    j = j + 1
54                Next
            Next
56        Next
```

Die Anzahl der zu erstellenden Partikel wird bei jeder Ausführung vom Benutzer abgefragt und in der Variable „NumPartikel“ abgespeichert.

```
58      'Anzahl Partikel
      Dim NumPartikel As Long
60      NumPartikel = InputBox("Wieviele _Partikel _sollen _
        erstellt _werden?", "Partikelanzahl", 1)
```

Ein neues Array mit dem Namen „qArray“ wird erstellt, in welchem nachfolgend zufällig gewählte Zahlen gespeichert werden. Anhand der Anzahl zu erstellender Partikel wird eine entsprechende Anzahl an Unterelementen ausgewählt. Genutzt wird dazu die oben beschriebene durchlaufende Nummer der ersten Spalte im Array „Koordinaten“. Die zufällige Auswahl erfolgt durch die Funktion „RandomQuestionArray“, welche später erläutert wird.

```
62      Dim qArray() As Long
      ReDim qArray(1 To NumPartikel)
      qArray() = RandomQuestionArray(NumPartikel)
```

Der minimale und der maximal Radius der zu erstellenden Partikel wird abgefragt und in den Variablen „PartikelMin“ und „PartikelMax“ gespeichert. Der Befehl „Randomize“ wird benötigt, um eine neue Berechnung des Zufallswertes anzustoßen, da andernfalls bei jeder Ausführung die gleiche Abfolge von Zufallszahlen erstellt werden würde. Während der Abfrage wird dem Anwender zusätzlich der maximal zulässige Radius angezeigt.

```
66      'Grenzwerte der Partikelgroesse
      Dim PartikelMin As Double
      Dim PartikelMax As Double
68
      'Neuen Startwert fuer Zufallszahl erstellen , da
        sonst immer das gleiche Ergebnis folgen wuerde
70      Randomize
72
      'Eingabe der Partikelgroesse
      PartikelMin = InputBox("Der _Mindestradius _in _m?", "
        Mindestradius", 0.0000495)
74      PartikelMax = InputBox("Der _Maximalradius _in _m? _
        Maximal_ erlaubt _sind: _" & ((BoxSize - 2 *
        Abstand) / 20), "Maximalradius", 0.0000495)
```

Die Funktion „RandomQuestionArray“ wird verwendet um ein zufälliges Unter-element auszuwählen. Aus der Hauptfunktion wird dabei die Variable „Partikel“ übergeben. In Zeile 107 und 108 wird dazu ein neues Array „numArray“ definiert. Die Dimension entspricht dabei der Anzahl der zu erstellenden Partikel. Weiterhin wird ein Collection-Objekt in Zeile 109 definiert, welches anschließend mittels einer „For-Schleife“ in den Zeilen 112 bis 114 fortlaufend mit den Zahlen von 1 bis 1000 gefüllt wird. Entsprechend der Anzahl der zu erstellenden Partikel wird zufällig eine entsprechende Anzahl an Elementen ausgewählt und nacheinander im Array „numArray“ abgespeichert. Um eine doppelte Auswahl eines Unterelements zu verhindern, wird nach Speicherung des ausgewählten Unterelements die zugehörige Nummer aus der Collection „numCollection“ entfernt. Das so erstellte Array „numArray“ wird abschließend in Zeile 121 an die Hauptfunktion übergeben bevor die Funktion beendet wird. In der Hauptfunktion stehen die so erstellten Informationen im Array mit dem Namen „qArray“ zur Verfügung.

```
104 Function RandomQuestionArray(ByVal Partikel As Double)
      Randomize
106   Dim i As Long, n As Long
      Dim numArray() As Long
108   ReDim numArray(1 To Partikel)
      Dim numCollection As New Collection
110
      With numCollection
112         For i = 1 To 1000
            .Add i
114         Next
            For i = 1 To Partikel
116                 n = Rnd * (.Count - 1) + 1
                    numArray(i) = numCollection(n)
118                 .Remove n
            Next
120     End With
      RandomQuestionArray = numArray()
122 End Function
```

Die Erstellung der Partikel erfolgt in den Zeilen 80 bis 96. Anhand der zufällig gewählten Unterelemente werden die zugehörigen Koordinateninformationen aus dem Array „Koordinaten“ ausgelesen und im Array „Arr3Doubles“ einzeln gespeichert und nach Auslesen aller drei Koordinaten in Zeile 82 an die Variable „vCenter“ übergeben. Das Array „Arr3Doubles“ wird anschließend verwendet, um notwendige Informationen bezüglich der Achsen und Referenzrichtung zu erstellen und in den jeweiligen Variablen „vAxis“ und „vRefDir“ gespeichert. Mit diesen Informationen wird ab Zeile 87 die Geometrie der einzelnen Partikel erstellt. Der Radius der Partikel wird dabei als Eingabewert benötigt und in der Unterfunktion „Radius“ erstellt, welche nachkommend erläutert wird. Eine Umbenennung in „Partikel_“, gefolgt von einer fortlaufenden Nummer geschieht in den Zeilen 94 und 95.

```
80      For i = 1 To NumPartikel
          tempCenter(0) = Koordinaten(qArray(i), 0):
          tempCenter(1) = Koordinaten(qArray(i), 1):
          tempCenter(2) = Koordinaten(qArray(i), 2)
82      vCenter = tempCenter
          tempCenter(0) = 0: tempCenter(1) = 0:
          tempCenter(2) = 1
84      vAxis = tempCenter
          tempCenter(0) = 0: tempCenter(1) = 1:
          tempCenter(2) = 0
86      vRefDir = tempCenter
          Set swSurf = swModeler.CreateSphericalSurface2(
              vCenter, vAxis, vRefDir, Radius(PartikelMin
              , PartikelMax))
88      Set swSurfPara = swSurf.Parameterization2
          UVRange(0) = swSurfPara.UMin
90          UVRange(1) = swSurfPara.UMax
          UVRange(2) = swSurfPara.VMin
92          UVRange(3) = swSurfPara.VMax
          Set swBody = swModeler.CreateSheetFromSurface(
              swSurf, UVRange)
94      Set swFeat = swPart.CreateFeatureFromBody3(
              swBody, False, swCreateFeatureBodyCheck +
              swCreateFeatureBodySimplify)
          swFeat.Name = "Partikel_" & i
96      Next
```

Der Radius der Partikel wird zufällig in vorgegebenen Grenzwerten berechnet, was mittels der Funktion „Radius“ erfolgt. Verwendet wird dazu die „Rnd-Funktion“, welche Zufallszahlen zwischen Null und Eins erstellt. Eine Umrechnung dieser Zufallszahl erfolgt durch die Variablen „PartikelMin“ und „PartikelMax“, welche in der Unterfunktion zu „MyMin“ und „MyMax“ umbenannt werden, um ein versehentliches Überschreiben der Benutzereingabe zu verhindern. Die mehrfache Umrechnung mit dem Faktor 100 000 wird verwendet, da die direkte Verrechnung der Werte mit der Ausgabe der „Rnd-Funktion“ zu fehlerhaften Ergebnissen führen würde.

```
124 Function Radius (ByVal MyMin As Double , ByVal MyMax As
      Double )
      Randomize
126   Radius = ((MyMax * 100000 - MyMin * 100000) * Rnd +
              MyMin * 100000) / 100000      'Zufaelligen
              Radius erstellen
              'Die Multiplikation der Einzelwerte muss
              durchgefuehrt werden, da Rnd nur Zahlen
              zwischen Null und Eins generieren kann.
              Andernfalls wuerden die Radien zu gross werden.
128 End Function
```

5.1.5. Modellierung anisotroper Additive

Die Modellierung beziehungsweise Implementierung von anisotropen Additiven im bisher beschriebenen Simulationsmodell wird im nachfolgenden Abschnitt erläutert. Da alle Additive vereinfacht als sphärische Partikel nachgebildet werden und vereinfacht von homogenen und isotropen mechanischen Eigenschaften innerhalb dieser Partikel ausgegangen wird, muss eine entsprechende Homogenisierung im Vorfeld stattfinden. Auch hier wird ein Ansatz gewählt werden, der eine Umsetzung und Implementierung der bisherigen Erläuterungen ermöglicht. Beschränkt wird sich hierbei auch auf die elastischen Eigenschaften des Materials. Das Vorgehen in dieser Arbeit und der erarbeitete Ansatz wird nachfolgend beispielhaft anhand von Graphit erklärt.

Die mechanisch elastischen Eigenschaften von Graphit weisen eine starke Abhängigkeit von der Lastrichtung auf, was sich anhand der molekularen Struktur erläutern lässt. Innerhalb der kristallinen und ebenen Basalebenen liegen

kovalente Bindungen vor, die Ebenen untereinander werden durch verhältnismäßig schwache Van-der-Waals-Kräfte zusammengehalten. So weist Graphit nach [CLD07] innerhalb der Ebenen einen E-Modul von $E_1 = E_2 = 1153 \text{ GPa}$ und zwischen den Ebenen von $E_3 = 39,5 \text{ GPa}$ auf. Diese Werte werden auch für die nachfolgenden Berechnungen verwendet.

Bei Verwendung von Graphit als Additivmaterial und der Herstellung der Compounds durch das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte und hier vorgestellte Herstellungsverfahren kann grundsätzlich von einer gleichmäßigen und zufälligen Verteilung der Partikel ausgegangen werden, was entsprechend durch eine Homogenisierung der Materialeigenschaften des Additivs berücksichtigt werden muss. Zu diesem Zweck wird ein weiteres Modell zur Homogenisierung von anisotropen Additiven entwickelt und das bereits beschriebene Modell entsprechend ergänzt.

Mit den vorliegenden Informationen, den Elastizitätsmoduln in den drei Hauptrichtungen, lässt sich das mechanisch elastische Verhalten bei Lasten in genau diesen Richtungen beschreiben und entsprechend in Berechnungen implementieren. Offen bleibt jedoch die Beschreibung für Lasten in beliebige Raumrichtungen mit verschiedenen Lastrichtungen bezogen auf die bekannten Hauptrichtungen. Zur Berechnung dieser richtungsabhängigen Moduln wird im Rahmen dieser Arbeit eine geometrische Analogie zur Berechnung der mechanischen Eigenschaften in beliebige Raumrichtungen gebildet. Dazu werden die bekannten Moduln der Hauptrichtungen in einem kartesischen Koordinatensystem auf den jeweiligen Achsen eingetragen. Als Hüllkörper werden in dieser Arbeit Ellipsoide verwendet, sodass die genannten Moduln der Hauptrichtungen als entsprechende Stützpunkte verwendet werden können. Die Erstellung der ellipsoiden Hüllkörper erfolgt dabei mit Hilfe der allgemeinen Gleichung, welche lautet:

$$1 = \frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{z^2}{c^2} \quad (5.2)$$

wobei:

$$a = \text{Maximum } x \hat{=} E_1$$

$$b = \text{Maximum } y \hat{=} E_2$$

$$c = \text{Maximum } z \hat{=} E_3$$

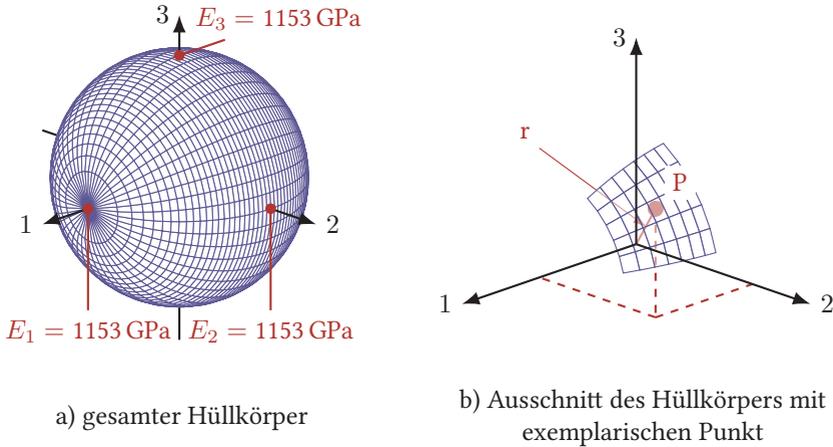


Abbildung 5.7.: Berechnung eines exemplarischen Moduls mittels Hüllkörper für ein isotropes Material

Für ein isotropes Material, hier beispielhaft mit Zugmoduln von 1153 GPa, ergibt sich somit eine Kugel als Hüllkörper. Abbildung 5.7 a) zeigt dies beispielhaft für genanntes Beispiel. Beliebige Orientierungen der Partikel lassen sich hier an verschiedenen Punkten auf der Oberfläche des Hüllkörpers abbilden. Die Länge der Strecke zwischen dem Ursprung und dem Punkt auf der Oberfläche kann dabei als wirksamer Zugmodul bei dieser Orientierung angesehen werden, was in Abbildung 5.7 b) verdeutlicht wird. Für ein isotropes Material, welches durch einen sphärischen Hüllkörper dargestellt werden kann, entspräche dies dem Radius der Kugel beziehungsweise den Extrema auf den jeweiligen Achsen, welche mit den Moduln in der entsprechenden Richtung übereinstimmen.

Die Nachbildung eines anisotropen Materials kann auf eine vergleichbare Weise erfolgen und auch hier wird auf die allgemeine Gleichung eines Ellipsoids zurückgegriffen. Die Zugmoduln der drei Hauptrichtungen bilden erneut die Stützpunkte des Ellipsoids. Der entstehende Hüllkörper entspricht im genannten Beispiel für Graphit somit einer in eine Richtung gestauchten Kugel. Der entsprechende Hüllkörper ist in Abbildung 5.8 b) dargestellt. Für eine bessere Verdeutlichung wird hier auf eine maßstabgetreue Darstellung verzichtet und die Stauchung in Raumrichtung 3 reduziert dargestellt. Als direkter Vergleich wird der oben beschriebene Hüllkörper für ein isotropes Material mit einem Zugmodul von 1153 GPa in Abbildung 5.8 a) gegeben.

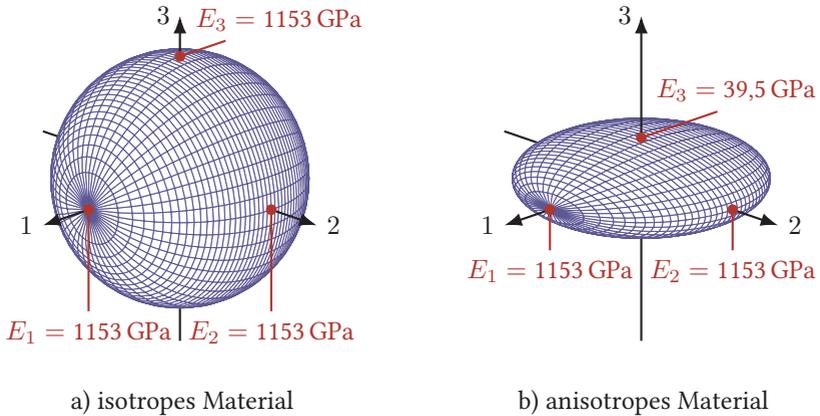


Abbildung 5.8.: Vergleich der Hüllkörper für ein isotropes und ein anisotropes Material

Auch hier können Punkte auf der Oberfläche des Hüllkörpers als Partikel unterschiedlicher Orientierung gedeutet werden und der Betrag des Abstands zwischen Ursprung und Koordinatensystem wird als effektiver Zugmodul eines Partikels in entsprechender Orientierung angenommen. Durch Mittlung aller effektiven Zugmoduln in jeder Richtung innerhalb des Hüllkörpers erfolgt die Berechnung eines effektiv wirkenden homogenisierten Moduls. Für das genannte Beispiel mit den Zugmoduln von 1153 GPa, 1153 GPa und 39,511 GPa ergibt sich nach dieser Methode und bei gleichmäßiger Verteilung der Partikel ein effektiv wirkender Zugmodul von 883 GPa.

Eine Validierung der errechneten Werte erfolgt im folgenden Abschnitt. Dazu werden ausgesuchte handelsübliche Compounds im beschriebenen Modell nachgebildet und mit verfügbaren Daten zu den mechanischen Eigenschaften aus Literaturquellen verglichen. Die hier vorgestellte Methode zur Errechnung von gleichmäßig verteilten Partikeln mit anisotropen Materialeigenschaften bietet eine Möglichkeit zur Berechnung beliebiger Partikel und ermöglicht somit eine Integration in das bestehende Simulationsmodell zur Nachbildung anisotroper Additive. Die Nachbildung der Partikel gleicht dabei der Partikelverteilung im vorgestellten Herstellungsverfahren für die Gleitlagerbuchsen.

5.1.6. Vergleich des Simulationsmodells

Nach den Erläuterungen zum grundlegenden Aufbau des Simulationsmodells und der Vorstellung zur Vorgehensweise bei der Entwicklung, erfolgt eine Überprüfung des entwickelten Ansatzes. Basierend auf den Erläuterungen in Abschnitt 5.1.2 erfolgt die Überprüfung in drei Schritten. Zuerst erfolgt ein Vergleich der berechneten Steifigkeiten von verschiedenen Compounds zwischen dem eigen entwickelten Ansatz mittels Simulation zu Berechnungen über die allgemeine Mischungsregel. Vergleichbare Werte sind dabei zu erwarten, wobei jedoch mit zunehmendem Additivanteil zunehmende Abweichungen zwischen beiden Methoden erwartet werden können. In einem zweiten Schritt wird die Reproduzierbarkeit der Ergebnisse aus dem Simulationsmodell überprüft, indem für ausgesuchte Compounds mehrere Materialmodelle über das beschriebene Makro erstellt werden und die Ergebnisse untereinander verglichen werden. Hierbei werden nur geringfügige Abweichungen zwischen den Materialmodellen erwartet. In einem dritten Schritt werden bereits auf dem Markt verfügbare Compounds im Simulationsmodell nachgebildet und die berechneten Steifigkeiten mit Herstellerangaben verglichen.

Vergleich des Simulationsmodells zur Mischungsregel Als Grundmaterial für den Vergleich zwischen Simulationsmodell und Mischungsregel wird ein Compound aus PEEK mit einem Zugmodul von 3850 MPa und PTFE als Additiv mit einem Zugmodul von 470 MPa verwendet. Verschiedene Additivanteile von 0 vol.% bis 50 vol.% werden nachgebildet und die berechneten Steifigkeiten verglichen. Die Partikelgröße wird auf 50 μm festgelegt und auf eine Randomisierung der Partikelgröße wird verzichtet, um gegebenenfalls daraus resultierende Einflüsse zwischen den Modellen auszuschließen.

Für die Simulation werden dabei zwei Lagerbedingungen verglichen, welche in Abbildung 5.9 veranschaulicht werden. Die Lasteinleitung erfolgt in beiden Modellen über eine definierte Verschiebung einer der Stirnflächen um 0,01 mm, was einer Dehnung von 1 % entspricht. Die, der Lasteinleitung gegenüberliegende Seite wird in beiden Modellen als reibungsfreie Lagerung definiert. Das in Abbildung 5.9 auf der linken Seite veranschaulichte Simulationsmodell wird zusätzlich über eine punktförmige fixierte Lagerung in einem Eckpunkt der reibungsfrei gelagerten Fläche fixiert. Das in Abbildung 5.9 rechts gezeigte Modell wird an zwei rechtwinklig zueinander stehenden Kanten der reibungsfrei gelagerten Fläche fixiert. Die möglichen Verschiebungen werden eingeschränkt und lediglich Verschiebungen entlang der Kanten sind zulässig.

5.1. Einfluss der Füllstoffe auf das Tragverhalten.

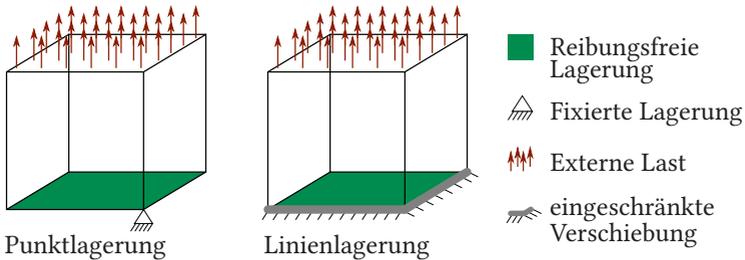


Abbildung 5.9.: Skizze der Lagerungs- und Randbedingungen für das Simulationsmodell mit Punktlagerung

Eine erste Auswertung der Ergebnisse beider Simulationsmodelle zeigt, dass das Modell mit punktförmiger Lagerung zu einer Verdrehung des gesamten Volumens neigt. Durch die Partikel und die Materialübergänge im Volumen kommt es zu komplexen dreidimensionalen Spannungszuständen im Inneren des Volumens. Begrenzte Genauigkeiten der Berechnung führen zu einem Ungleichgewicht dieser inneren Spannungen, sodass sich diese nicht vollständig gegeneinander aufheben. Daraus resultierend kommt es zu einer Verdrehung des gesamten Modells, bereits auch bei geringen Additivanteilen in kleinem Maßstab. Mit zunehmendem Einfluss der Partikel, steigt auch die Verdrehung des Gesamtmodells, sodass die punktförmige Lagerung als unzureichend identifiziert wird. Exemplarisch ist diese Verdrehung in Abbildung 5.10 dargestellt. Das unverformte Simulationsmodell ist dabei als schwarz-weißes Drahtmodell gezeigt, das verformte und verdrehte Modell bei einer Längsdehnung von 1 % mit dargestellter Von-Mises-Vergleichsspannung entsprechend farbig. Die Verformungen werden dabei durch Überzeichnung hervorgehoben.

Für beide beschriebenen Simulationsmodelle wird die, an der reibungsfrei gelagerten Fläche resultierende Kraftreaktion ermittelt und eine Rückrechnung mittels hookeschem Gesetz auf den Zugmodul durchgeführt. Die Ergebnisse können Tabelle B.1 in tabellarischer Form in Abschnitt B auf Seite 185 entnommen werden. Berechnungen der Zugmodule gleichartiger Compounds anhand der allgemeinen Mischungsregel werden nachfolgend mit Ergebnissen der erstellten Simulationsmodelle verglichen und die Unterschiede gezeigt. Zurückgegriffen wird dabei auf das vorher entwickelte und beschriebene Modell mit einer Partikelgröße von $50\ \mu\text{m}$. Eine direkte Gegenüberstellung der drei Methoden erfolgt in Abbildung 5.11, die wichtigsten Kennwerte können Tabelle 5.1 entnommen werden.

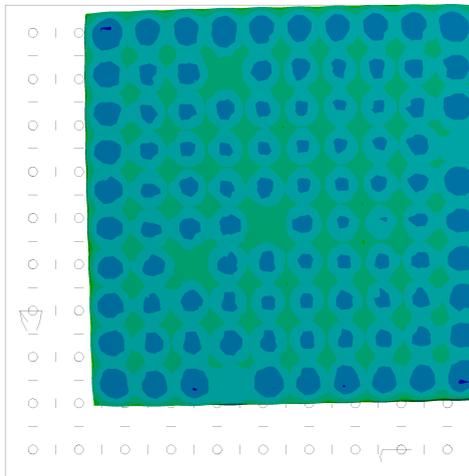


Abbildung 5.10.: Verdrehung des Modells bei punktförmiger Lagerung

Beide hier vorgestellten Simulationsmodelle zeigen grundsätzlich ähnliche Ergebnisse bei den berechneten Zugmodulen. Bei einem Additivanteil von 0 vol.% bis 35 vol.% zeigen sich bei dem hier untersuchten Compound keine erkennbaren Unterschiede zwischen beiden Modellen, bei Anteilen von über 35 vol.% hingegen kann eine zunehmende Abweichung erkannt werden. Das Modell mit Linienlagerung berechnet dabei höhere Module als das Modell mit Punktlagerung. Dies deckt sich mit dem beschriebenen Verhalten des Simulationsmodells mit punktförmiger Lagerung, welches zu einer Verdrehung des Gesamtmodells, insbesondere bei höheren Additivanteilen, neigt.

Bei einem Vergleich zwischen den Simulationsergebnissen und den Berechnungen der Zugmodule nach der allgemeinen Mischungsregel, können deutliche Unterschiede zwischen den jeweiligen Ergebnissen gezeigt werden. Bereits bei geringen Anteilen, hier bereits ab 5 vol.%, können Unterschiede zwischen den Methoden gezeigt werden; diese steigern sich mit zunehmendem Anteil.

Insbesondere aufgrund der sich einstellenden Verdrehung des Modells wird nachfolgend nur noch das Simulationsmodell mit linienförmiger Lagerung verwendet. Im folgenden Schritt wird der hier beschriebene Ansatz auf seine Reproduzierbarkeit hin untersucht und mehrere zufällige Partikelverteilungen bei gleichen Randbedingungen untersucht.

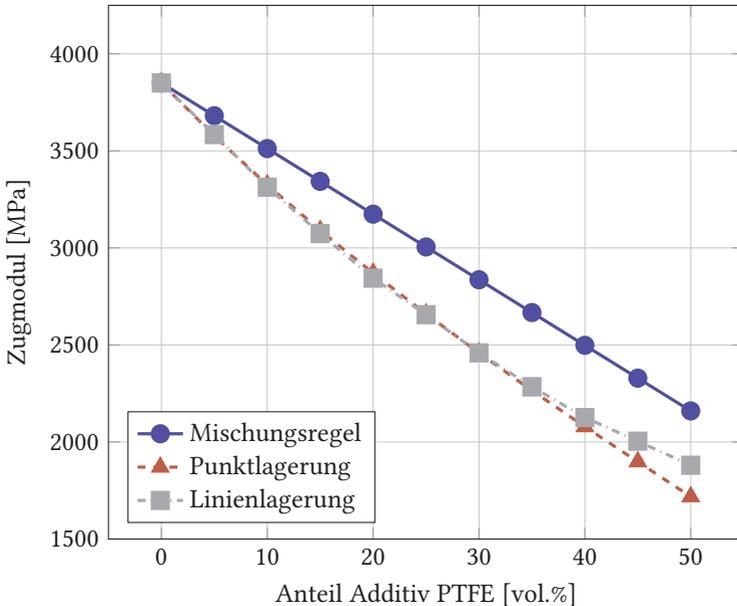


Abbildung 5.11.: Vergleich berechneter Zugmodule nach Mischungsregel mit eigenen Simulationsmodellen

Untersuchung der Reproduzierbarkeit Die Untersuchung der Reproduzierbarkeit des erläuterten Simulationsmodells erfolgt anhand von fünf verschiedenen Modellen. In Anlehnung an das oben beschriebene Compound wird ein Compound auf Basis von PEEK mit PTFE als Additiv untersucht. Die wichtigsten Kennwerte beider Materialien sind in Tabelle 5.1 angegeben.

Der Additivanteil wird auf 10 vol.% festgelegt und die Radien der kugelförmigen Partikel variiert zwischen 35 μm bis 45 μm . Verwendet wird das in Abschnitt C gezeigte Makro zur Erstellung der Partikel und das Modell mit linienförmiger Lagerung. Anhand des mittleren Radius der Partikel ergibt sich in diesem Fall eine Partikelanzahl von 234.

Die mittels Simulation berechneten Zugmodule in diesem Beispiel betragen 3523,4 MPa, 3522,3 MPa, 3527 MPa, 3524 MPa und 3518,2 MPa, womit der Mittelwert bei 3522,98 MPa liegt und die Standardabweichung 2,85 MPa beträgt. Es kann daher eine sehr hohe Konsistenz aller Ergebnisse erkannt werden und das untersuchte Simulationsmodell mit zufallsverteilter Partikelverteilung

Tabelle 5.1.: Wichtigste Kennwerte der verwendeten Materialien

Eigenschaft	PEEK	PTFE	Einheit
Dichte	1310	2170	kg/m ³
Zugmodul	3850	470	MPa
Querkontraktionszahl	0,4	0,45	—
Kompressionsmodul	6416	1567	MPa
Schubmodul	1375	162	MPa

als robust und reproduzierbar bezeichnet werden. Die Methode zur zufälligen Verteilung der Partikel ist ausreichend und bietet gleichbleibende Ergebnisse zwischen den einzelnen Durchläufen. Auch die zufällige Größenverteilung kann durch die hier durchgeführten Untersuchungen als robust und reproduzierbar identifiziert werden.

Neben den vielversprechenden Ergebnissen der bereits durchgeführten Untersuchungen wird zum Abschluss eine weitere Untersuchung zur Qualität des aufgestellten Simulationsmodells durchgeführt. Dazu werden verfügbare Compounds mit bekannter Zusammensetzung im Modell nachgebildet und die errechneten Zugmoduln mit den Herstellerangaben verglichen.

Bewertung der Simulationsergebnisse Die in den vorherigen Abschnitten dargestellten Ergebnisse werden nachfolgend durch geeignete Vergleiche zu handelsüblichen Compounds überprüft. Das beschriebene Simulationsmodell wird dazu verwendet, um in ihrer Zusammensetzung bekannte Compounds nachzubilden und die berechneten mechanischen Eigenschaften mit Angaben der Hersteller zu vergleichen. Sowohl für die Zusammensetzung als auch für die mechanischen Eigenschaften wird dabei auf Literaturangaben, hier auf [Bas96], zurückgegriffen. Basierend darauf kann eine Abschätzung gegeben werden, mit welcher Genauigkeit das Simulationsmodell zur Berechnung unbekannter Compounds verwendet werden kann, ferner kann das aufgestellte Modell durch den Vergleich verbessert werden. Als Referenz werden dazu nachfolgende Materialien verwendet, die Bezeichnungen beziehen sich dabei auf die in [Bas96] verwendeten Bezeichnungen. Die Compounds werden anhand der Literatur ausgewählt, wobei jedoch lediglich Materialien ausgewählt werden, über welche Ergebnisse aus Druckprüfungen vorliegen und bei welchen

5.1. Einfluss der Füllstoffe auf das Tragverhalten.

Messergebnisse zu den unverstärkten Basispolymeren vorliegen. Ergebnisse aus Biegeprüfungen werden aufgrund der unzureichenden Vergleichbarkeit zu Druckversuchen ausgeschlossen.

- Torlon 4203L – Basispolymer PAI – Amoco Performance Products
3 % TiO₂, 0,5 % PTFE
- Torlon 4275 – Basispolymer PAI – Amoco Performance Products
20 % Graphit, 3 % PTFE
- Torlon 4301 – Basispolymer PAI – Amoco Performance Products
12 % Graphit, 3 % PTFE
- Torlon 4347 – Basispolymer PAI – Amoco Performance Products
20 % Graphit, 8 % PTFE
- Fulton 404D – Basispolymer POM – LNP Engineering Plastics
20 % PTFE
- KL-4320 – Basispolymer POM – LNP Engineering Plastics
10 % Graphit

Wie bereits in Abschnitt 5.1.5 erwähnt, wird ferner eine Darstellung von Ergebnissen von faserverstärkten Thermoplasten gegeben, wozu ebenfalls entsprechende Referenzmaterialien aus [Bas96] gewählt werden. Auch hier werden die Materialien nach den gleichen Kriterien ausgewählt und nur verwendet, sofern Angaben aus Zugversuchen für die Compounds selbst und die zugehörigen Basispolymere vorliegen.

- Torlon 5030 – Basispolymer PAI – Amoco Performance Products – 30 % G-Faser
- Torlon 7130 – Basispolymer PAI – Amoco Performance Products – 30 % C-Faser
- RTP 2101 – Basispolymer PEI – RTP Company – 10 % G-Faser
- RTP 2103 – Basispolymer PEI – RTP Company – 20 % G-Faser
- Ultem 2200 – Basispolymer PEI – GE Plastics – 20 % G-Faser
- Ultem 2300 – Basispolymer PEI – GE Plastics – 30 % G-Faser
- Ultem 2400 – Basispolymer PEI – GE Plastics – 40 % G-Faser

Die aufgeführten Materialien werden jeweils nach Angaben aus [Bas96] im beschriebenen Simulationsmodell nachgebildet und der Zugmodul bestimmt. Eine Übersicht der Ergebnisse für die Compounds ohne Faserverstärkungen ist in Abbildung 5.12 gegeben.

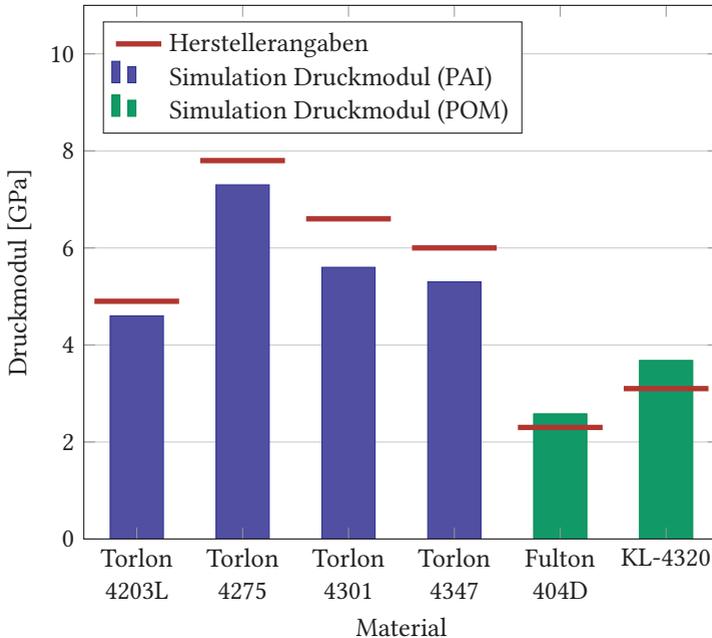


Abbildung 5.12.: Vergleich berechneter Druckmoduln mit Herstellerangaben

Für alle hier untersuchten Compounds kann eine gute Übereinstimmung zwischen den Ergebnissen der Simulation und den Angaben der Hersteller festgestellt werden. Lediglich Abweichungen im Bereich weniger Prozent zeigen sich, jedoch kann weder eine tendenzielle Über- noch Unterschätzung der mechanischen Eigenschaften festgestellt werden. Die mechanischen Eigenschaften der auf PAI basierenden Compounds werden im präsentierten Simulationsmodell prinzipiell leicht unterschätzt, die mechanischen Eigenschaften der auf POM basierenden Compounds leicht überschätzt. Die Erweiterung des Modells durch einen entsprechenden Offsetfaktor zur Korrektur der errechneten Werte stellt somit keinen zielführenden Weg dar. Es ist jedoch zu erwarten, dass eine Modifizierung des Modells hinsichtlich einer feineren Unterteilung des repräsentativen Volumenelements zu einer erhöhten Genauigkeit der Ergebnisse führen kann. Die insgesamt verhältnismäßig geringen Abweichungen der Berechnungen stellen jedoch infrage, ob eine solche Anpassung notwendig ist. Im Rahmen dieser Arbeit steht die Entwicklung einer ingenieurgerechten und schnellen Methode zur Abschätzung neuartiger Compounds im Fokus, weshalb

auf die angesprochene Anpassung verzichtet wird. Neben den bereits gezeigten Werten werden nachfolgend die Ergebnisse der Simulationen faserverstärkter Thermoplaste mit den entsprechenden Herstellerangaben verglichen.

Verglichen werden hier die errechneten und die in Datenblättern angegebenen Zugmodule verschiedener faserverstärkter Compounds. Als Materialien werden hauptsächlich glasfaserverstärkte Compounds mit Verstärkungsanteilen von 10 % bis 40 % untersucht, Basispolymere sind PAI oder PEI. Entsprechend der oben genannten Auswahlkriterien konnten keine validen Daten zu Compounds auf Basis von POM gewählt werden. Eine Vergleichbarkeit trotz abweichendem Basispolymer zu den vorherigen Ergebnissen ist dennoch gegeben, da – wie bereits zu Beginn es Abschnitts erläutert – die Störeffekte durch mangelnde Abbildung geometrischer Effekte der Faserverstärkung dominieren. So zeigt sich für alle untersuchten Compounds eine Unterschätzung der mechanischen Eigenschaften durch die Simulationen. Die tendenzielle Unterschätzung kann dabei aufgrund der Methode zur Probenherstellung zur Ermittlung der Angaben in den Datenblättern erklärt werden. Die Probenkörper werden zur Ermittlung der mechanischen Eigenschaften mittels Spritzguss hergestellt, wobei sich aufgrund des Schmelzflusses die beigefügten Fasern in einer Vorzugsrichtung orientieren [Oss12]. Aufgrund der Geometrie des Probenkörpers und der sich daraus resultierenden Formfüllung kommt es zu einer Orientierung der Fasern in Prüfrichtung und somit einem höher ermittelten Modul, verglichen zum Simulationsmodell, welches auf einer homogenen Faserverteilung basiert und somit der Faserorientierung im vorgestellten Herstellungsprozess entspricht. Daraus lässt sich schließen, dass die verstärkenden Eigenschaften der faserförmigen Partikel im Modell unterschätzt werden und erst nach einer Anpassung und Korrektur der errechneten Werte eine treffsichere Vorhersage der Materialeigenschaften laut Datenblatt erwartbar ist. Die hier vorliegenden Ergebnisse legen dabei nahe, dass dieser Korrekturfaktor im Bereich von etwa 1,3 bis 2 zu wählen ist. Ferner zeigt sich, dass ein höherer Fasergehalt zu einem höheren Korrekturfaktor führt und die Steifigkeit des Grundmaterials bzw. das Steifigkeitsverhältnis von Grundmaterial und Faser einen Einfluss nimmt. Eine Gegenüberstellung der Simulationsergebnisse mit Korrekturfaktor und den Daten aus den Datenblättern kann Abbildung 5.13 entnommen werden. Zur Einordnung der Ergebnisse werden die Abweichungen abschließend in Relation zu der in Abschnitt 3.4 vorgestellten Berechnungsmethode gesetzt. Dazu werden die mechanischen Eigenschaften der genannten Compounds anhand der Berechnungsmethode mit verschiedenen angenommenen Faserlängen bestimmt und mit den Ergebnissen der Simulation verglichen. Sowohl für die

Tabelle 5.2.: Vergleich der Druckmoduln, berechnet nach [HK76] und durch Simulation

Material	Datenblatt	Simulation	$l = 3 \text{ mm}$	$l = 50 \text{ mm}$
Torlon 5030	10,8 GPa	7,6 GPa	25,96 GPa	26,02 GPa
Torlon 7130	16,5 GPa	12,6 GPa	107,94 GPa	109,87 GPa
RTP 2103	7,6 GPa	3,8 GPa	9,94 GPa	10,24 GPa
RTP 2105	12,4 GPa	4,6 GPa	14,72 GPa	15,16 GPa
Ultem 2200	7,6 GPa	3,7 GPa	9,94 GPa	10,24 GPa
Ultem 2300	9,5 GPa	4,5 GPa	14,72 GPa	15,16 GPa
Ultem 2400	11,5 GPa	5,6 GPa	19,53 GPa	20,09 GPa

Filamentdurchmesser [FZR95] als auch für die Faserlängen [Mur01] werden typisch gebräuchliche Werte zwischen 3 mm bis 50 mm als Grenzwerte angenommen. Für G-Faser werden Filamentdurchmesser von 10 μm , für C-Faser 7 μm verwendet. Die Daten – gerundet auf Hunderter – können Tabelle 5.2 entnommen werden.

Bei Annahme gängiger Faserlängen für die Verstärkung von thermoplastischen Materialien zeigen sich nach Gleichung (3.5) für die hier untersuchten Compounds ebenfalls Unterschiede zwischen den errechneten Werten und den Angaben im Datenblatt der Hersteller. Grundsätzlich werden die mechanischen Eigenschaften der hier vorliegenden Compounds bei gängigen Faserlängen durch die analytische Berechnung nach Gleichung (3.5) überschätzt und übertreffen die Herstellerangaben zum Teil über ein Vielfaches. Beispielsweise ergibt sich für das Material „Torlon 7130“ ein berechneter Druckmodul von ungefähr 108 GPa und übersteigt somit die Angaben etwa um das 6,5-fache. Die Bestimmung des Korrekturfaktors gemäß Abschnitt 3.4 ist somit zwingend notwendig, entsprechende Experimente sind notwendig und eine rein analytische Berechnung ist nicht möglich.

Zusammenfassend kann das hier beschriebene Simulationsmodell als guter Ansatz zur Abschätzung der mechanischen Eigenschaften von mit Additiven verstärkten Thermoplasten identifiziert werden. Materialien mit mehreren verschiedenen Additiven können nachgebildet werden und die mechanischen Zugmoduln mit hoher Genauigkeit berechnet werden. Da die Simulation auf eine homogene Verteilung der Partikel zurückgreift, die Herstellerangaben jedoch

5.1. Einfluss der Füllstoffe auf das Tragverhalten.

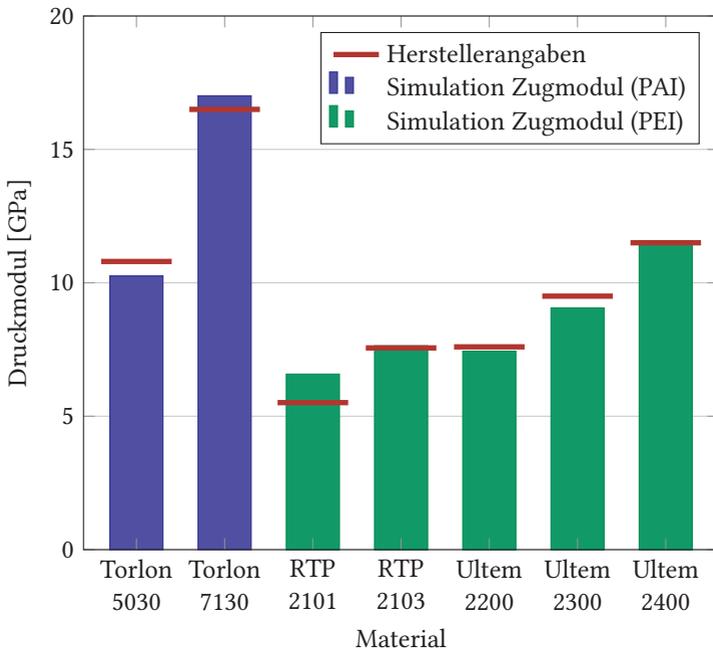


Abbildung 5.13.: Vergleich berechneter Druckmodule mit Herstellerangaben von faserverstärkten Compounds, Korrekturfaktoren aufgrund der Faservorzugsrichtung: PAI 1,35 und PEI 2,00

auf Ergebnissen aus mittels Spritzguss hergestellten Proben basieren, erfolgt hier eine tendenzielle Unterschätzung durch das Modell. Verglichen zu dem im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Herstellungsverfahren, bei welchem sich keine Vorzugsrichtung der Additive einstellen wird, folgen die mittels Simulation berechneten Werte den tatsächlichen mechanischen Eigenschaften und das Modell eignet sich zur Berechnung. Da zur Erstellung des Modells lediglich die mechanischen Zugeigenschaften der Additive und die Zusammensetzung der Compounds bekannt sein muss, kann somit eine Abschätzung auch ohne experimentelle Ermittlung von Korrekturfaktoren, wie es beispielsweise bei der Berechnung nach [HK76] notwendig ist, erfolgen.

Ebenso zeigen sich im direkten Vergleich zu analytischen Berechnungsmethoden nach dem Stand der Technik erheblich bessere Ergebnisse mit höherer Übereinstimmung zu Ergebnissen von Werkstoffprüfungen. Neben einer Ver-

einfachung der Berechnung, der Einsparung von zeit- und kostenintensiven Werkstoffprüfungen kann das hier erarbeitete Simulationsmodell zusätzlich auch die Materialeigenschaften genauer berechnen. Aufgrund seiner Eignung und Genauigkeit wird das vorgestellte Simulationsmodell im weiteren Verlauf der Arbeit zur Auswahl geeigneter Compoundzusammensetzungen verwendet und in Abschnitt 7.2 aufgegriffen, wo verschiedene Zusammensetzung hinsichtlich ihrer mechanischen Eigenschaften und ihrer Eignung zum Einsatz als Gleitlagerbuchsenmaterial bewertet werden.

5.2. Compoundherstellung

Die Herstellung der Compounds erfolgt im Rahmen dieser Arbeit in drei Schritten, der Mischung aller Materialien, der Compoundierung mittels Extruder und Granulierung des Extrudats zur weiteren Verarbeitung. Ziel ist es, einen wenig komplexen Prozessablauf zu finden, welcher eine handhabbare Herstellung des Granulats ermöglicht und eine gleichbleibende Qualität sichert.

Da alle verwendeten Materialien als Granulat oder Pulver vorliegen, ist grundsätzlich eine Mischbarkeit der Komponenten möglich und Verfahren zur Mischung trockener Schüttgüter geeignet. Dichteunterschiede oder die Polaritäten der Einzelkomponenten beispielsweise spielen dabei eine untergeordnete Rolle und können, gegensätzlich zur Mischung bei flüssigen Phasen, vernachlässigt werden. Lediglich die Entmischung basierend auf dem sogenannten „Müsli-Effekt“ oder auch „Paranuss-Effekt“ müssen beachtet werden und Handhabungen der gemischten Materialien nach dem Vormischen vermieden werden. Nach Einwaage der Einzelkomponenten erfolgt daher eine Mischung innerhalb eines rotierenden Behälters. Alle Materialien werden vor der Verarbeitung entsprechend der Herstellerangaben getrocknet, sodass enthaltene Feuchtigkeit keinen Einfluss auf die Extrusion nehmen kann.

Durch einen Trichter wird die Materialmischung einem Extruder zugeführt, der Materialeinzug erfolgt dabei durch Schwerkraft und Materialabtransport durch die Extruderschnecken. Verwendet wird ein Zweischnckenextruder mit insgesamt 10 Heizzonen und einer Gesamtlänge der Extrusionsstrecke von rund 75 cm. Am Materialeinzug erfolgt eine Vorwärmung des Material, die Temperatur am Einzug wird jedoch auf 150 °C begrenzt, sodass ein Anschmelzen des Polymers verhindert wird, da dies zu einem Verkleben der Granulatkörner führen kann und den Materialeinzug behindert. Aufgrund des Temperatureintrags durch die benachbarte Heizzone muss der Einzug permanent durch

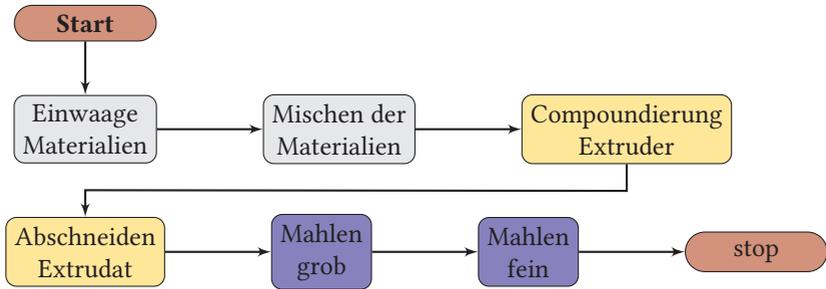


Abbildung 5.14.: Flussdiagramm des Prozessablaufs zur Herstellung der Compounds

Druckluft gekühlt werden. Für die Compounds auf Basis von PEEK wird für die anderen Heizzonen der Extrusionstrecke eine Temperatur von 400 °C, für die Compounds auf Basis von PSU eine Temperatur von 330 °C eingestellt.

Das Extrudat wird beim Austritt aus der Düse im schmelzflüssigen Zustand in Pellets à ungefähr 1 cm³ abschnitten, sodass die weitere Verarbeitung vereinfacht wird. Weiterhin können dadurch die notwendigen Kräfte bei der nachfolgenden Granulierung verringert werden und die Bearbeitungszeiten in der Mühle reduziert werden. In einem ersten Zerkleinerungsschritt werden die Compoundpellets mittels einer Schneidmühle (Bodensieb mit Quadratlochung und einer Lochweite von 5 mm) verarbeitet, um die anschließende Granulierung auf das gewünschte Endmaß zu erleichtern. Der zweite Zerkleinerungsschritt erfolgt ebenfalls mittels Schneidmühle, zum Einsatz kommt hier ein Bodensieb mit Quadratlochung und einer Lochweite von 2 mm. Das so gewonnene Granulat weist eine gleichmäßige Größe auf und lässt sich mittels HCM zu den Gleitlagerbuchsen verarbeiten. Eine Übersicht des Prozessablaufes ist in Abbildung 5.14 gegeben, die drei übergeordneten Schritte sind entsprechend farblich hervorgehoben.

Weiterhin erfolgt eine Qualitätsprüfung der hergestellten Compounds mittels Lichtmikroskop. Zu diesem Zweck werden die Pellets gebrochen und die Bruchflächen untersucht. Auf ein Einbetten und Schleifen der Proben wird verzichtet, da es einerseits zu einem mechanischen Ausbrechen der Additive beim Schleifvorgang kommen kann, andererseits ist ein Aufschmelzen des Thermoplasten durch den lokalen Wärmeeintrag beim Schleifvorgang möglich, wodurch die Aussagekraft der Untersuchung reduziert werden würde. Da die Schärfentiefe des Objektivs nur einen geringen Entfernungsbereich hinlänglich

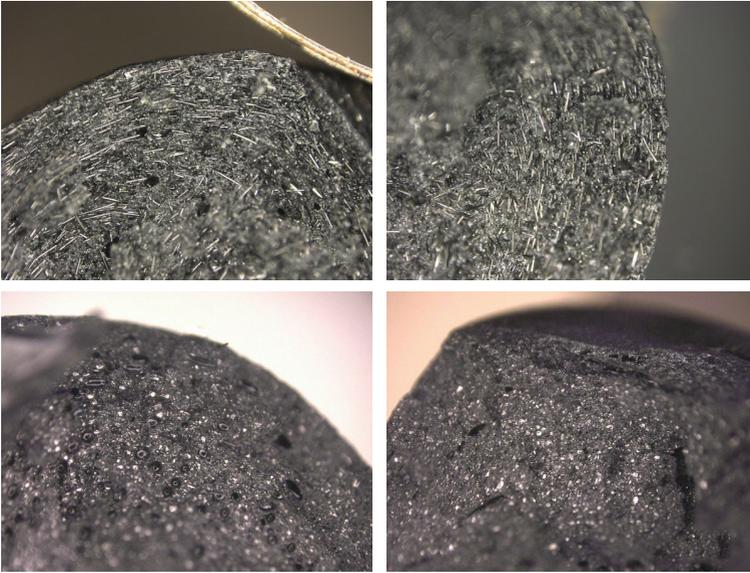


Abbildung 5.15.: Mikroskopaufnahmen ausgewählter Compounds (Unschärfe aufgrund der geringen Schärfentiefe des Objektivs)

scharf abbilden kann, kommt es zu einer unscharfen Darstellung höher und niedrig liegender Ebenen der unebenen Bruchfläche. Somit wird hier nur eine kleine Auswahl an Bildern in Abbildung 5.15 dargestellt, welche exemplarisch für alle hergestellten Proben ausgewählt werden.

Darüber hinaus werden alle Compounds mittels sogenannter Stift-Scheibe- und Ring-Scheibe-Versuchen hinsichtlich ihrer tribologischen Eigenschaften untersucht, eine Auswahl an Compounds wird zusätzlich zu Gleitlagern weiterverarbeitet und ebenfalls als gesamtes Welle-Lager-System untersucht. Die Untersuchungen werden im Rahmen eines gemeinsamen Forschungsprojektes in enger Abstimmung vom Institut für Tribologie und Energiewandlungsmaschinen der Technischen Universität Clausthal durchgeführt. Da sowohl die Versuchsdurchführung als auch die Auswertung durch genanntes Institut vorgenommen wird und die tribologischen Eigenschaften nicht im Fokus dieser Arbeit stehen, erfolgt keine detaillierte Darstellung der tribologischen Untersuchungen. Zur Einordnung der Ergebnisse sei jedoch eine Zusammenfassung der wichtigsten tribologischen Ergebnisse in Tabelle 5.3 gegeben.

Tabelle 5.3.: Tribologische Eigenschaften der hergestellten Compounds

Eigenschaft	PSU-Compounds	PEEK-Compounds	Einheit
Stift-Scheibe			
Reibwerte (mittel)	0,15 bis 0,25	0,12 bis 0,2	—
max. pv-Wert	7,46 bis 9,95+	29,84 bis 39,79	W mm ⁻²
Ring-Scheibe			
Reibwerte (mittel)	0,15 bis 0,18	0,05 bis 0,08	—
max. pv-Wert	1,49	9,96+	W mm ⁻²
Welle-Lager			
Reibwerte (mittel)	0,7	0,6	—
max. pv-Wert	0,5	1,25	W mm ⁻²

Kurzzusammenfassung

Analytische Berechnungsmethoden zur Abschätzung der mechanischen Eigenschaften von Materialcompounds stehen beispielsweise mit den allgemeinen Mischungsregeln oder mit speziell für kurzfaserverstärkte Thermoplaste angepassten Berechnungsmethoden zur Verfügung. Diese Ansätze bieten sich aufgrund ihrer geringen Komplexität besonders für eine schnelle Abschätzung an, weichen mit ihren Ergebnissen jedoch auch teilweise stark von den tatsächlichen Werten ab. Mithilfe des hier entwickelten und vorgestellten Simulationsmodells, kann eine Lösung aufgezeigt werden, welche die Qualität der berechneten mechanischen Eigenschaften, verglichen zu den analytischen Methoden, deutlich verbessert. Die mechanischen Eigenschaften können mit dem vorgestellten Modell mit lediglich geringen Abweichungen vorhergesagt werden und zielsichere Aussagen zum Elastizitätsmodul getroffen werden. Der vorgestellte Ansatz bietet ferner eine vielseitige Möglichkeit, auch zur Berechnung komplexer Compounds mit mehreren beigefügten Additiven.

Mithilfe des in Abschnitt 5.1.5 erarbeiteten Ansatzes, können auch stark anisotrope Additive im Simulationsmodell abgebildet werden. Durch eine Übertragung der richtungsabhängigen Steifigkeiten in ein Hüllkörpermodell und anschließender Übertragung in einen Vergleichswert, können die anisotropen Eigenschaften zu einem vereinfachten homogenisierten Wert zusammengefasst

werden, welcher in das vorgestellte Simulationsmodell einfließt. Da sich besonders Kurzfasern als Additiv zur Verbesserung der Compoundeigenschaften eignen, stellt diese Funktionalität einen entscheidenden Kern zur Berechnung der mechanischen Eigenschaften dar.

Im Vergleich mehrerer kommerziell verfügbarer Compounds kann gezeigt werden, dass durch diesen Ansatz die Berechnung der mechanischen Eigenschaften sehr gut mit den Ergebnissen mechanischer Prüfungen übereinstimmen. Die vorgestellte Lösung eignet sich somit zur Bestimmung und Vorhersage der mechanischen Eigenschaften neuartiger Compounds. Verglichen zu Werkstoffprüfungen und der analytischen Berechnungsmethode für kurzfaserverstärkte Thermoplaste, sind hierbei keine zeit- und kostenintensiven Versuche notwendig und die Eigenschaften der Compounds können aus den Eigenschaften der Einzelkomponenten zuverlässig bestimmt werden.

Schlussfolgerungen für das Gleitlager

- Verbessertes Modell zur Bestimmung der mechanischen Eigenschaften für neuartige Compounds entwickelt.
 - Spätere Verwendung des Modells in Kapitel 7
 - Auswahl geeigneter Compounds möglich
- Entwicklung von Compounds für neuartige Gleitlager samt zugehörigem Herstellungsprozess
 - Compounds auf Basis von PSU und PEEK
 - Zweistufiger Mahlprozess nach Extrusion und Verarbeitung im Hot Compression Moulding

Anbindung zwischen Lagerschale und Gleitschicht

Kapitelinhalt

6.1. Haftfestigkeit der Anbindung	104
6.2. Ausbildung von SIPNs zwischen Thermoplasten und Epoxidharz	109
6.2.1. Lösungsversuche	109
6.2.2. Untersuchung der Grenzfläche	116

Die Anbindung zwischen der Gleitschicht auf thermoplastischer Basis und der umliegenden Struktur auf Basis von Epoxidharzen stellt eine kritische Stelle des Gleitlagers dar. Eine gute Anbindung mit einem möglichst hohen Potenzial zur Kraftübertragung steht daher im Fokus dieses Kapitels. Eine grundlegende Untersuchung der Kompatibilität zwischen thermoplastischem PSU, PEI, PEEK und PES zu Epoxidharzen erfolgen zu diesem Zweck anfangs. Verwendet werden dazu Proben zur Bestimmung der interlaminaren Scherfestigkeit zwischen einer eingebrachten Thermoplastfolie in einem epoxidharzbasierten FVK.

Angeschlossen daran erfolgt eine detaillierte Betrachtung der Vorgänge während der Aushärtung des Epoxidharzes. Dafür werden die spezifischen Löslichkeiten der Thermoplaste mittels Lösungsversuchen bestimmt und die Temperatur- und Zeitabhängigkeit untersucht. Im Thermoplasten vorhandene Feuchtigkeit tritt teilweise während der Erwärmung aus und führt zur Bildung von Dampfblasen. Eine ausreichende Trocknung vor Versuchsbeginn muss daher erfolgen. Die sich daraus ergebenden Ergebnisse werden in einer zweiten Versuchsreihe aufgegriffen und die Ausbildung von SIPNs ausführlich disku-

tiert und bewertet. Unterschiedlich bearbeitete thermoplastische Probenstücke werden dazu in Epoxidharz eingebettet und die Grenzflächen lichtmikroskopisch untersucht. Eine grundlegende Aussage über die Ausbildung von SIPNs und die Größe der Grenzfläche kann daraus getroffen werden. Ferner wird der Einfluss der Oberflächenrauigkeit auf die Grenzfläche untersucht.

6.1. Haftfestigkeit der Anbindung

Für die Funktionsweise der Gleitlager ist eine gute Anbindung zwischen der Gleitschicht und der umgebenden Stützstruktur von essentieller Notwendigkeit, weshalb diese im folgenden Abschnitt untersucht wird. Vor der Festlegung geeigneter Charakterisierungsmethodiken zur quantitativen Untersuchung der Anbindung zwischen der thermoplastischen Gleitschicht und der umgebenden Stützstruktur, wird eine kurze Diskussion über realitätsbezogene Lastfälle und im Betrieb auftretende Kräfte geführt.

Eine Vielzahl von Lagern werden zur Lagerung von sowohl radialen als auch axialen Lasten verwendet. Häufig angewendete Lagerausführungen übertragen dabei die axial auf die Welle wirkenden Kräfte über Bundscheiben oder Wellenabsätze an das Gleitlager. Die auf die Gleitschicht wirkenden Kräfte führen zu Scherspannungen in der Anbindungszone zwischen Stützscheibe und Gleitschicht, was in Abbildung 6.1 a) dargestellt ist. Insbesondere bei Stillstand des Lagers kommt es im Kontaktbereich jedoch zu Drucklasten zwischen Welle und Gleitschicht, welche über die Gleitschicht in die umliegende Stützstruktur übertragen werden. Die in der Anbindungsfläche wirkenden Kräfte sind in Abbildung 6.1 b) gezeigt. Als drittes werden hier in Umfangsrichtung wirkende Scherkräfte als typischer Lastfall identifiziert. Im Normalbetrieb lediglich in geringem Anteil auftretend, kann es beim Anlauf des Lagers oder bei behinderter Rotation der Welle zu erheblichen Scherkräften in Umfangsrichtung kommen. Auch diese werden über die Anbindungszone an die Stützstruktur übertragen und sind in Abbildung 6.1 c) dargestellt.

Dahingegen werden bei realen Anwendungen Zugkräfte zwischen der Stützstruktur und der Gleitschicht und in der Anbindungszone wirkende Momente als nicht charakteristische Lasten bewertet, auch wenn diese in einigen wenigen Ausnahmefällen von Interesse sein können.

Daraus abgeleitet zeigt sich, dass eine Bestimmung der Scherfestigkeit der Anbindung für die Charakterisierung der wirkenden Hauptlasten sinnvoll ist.

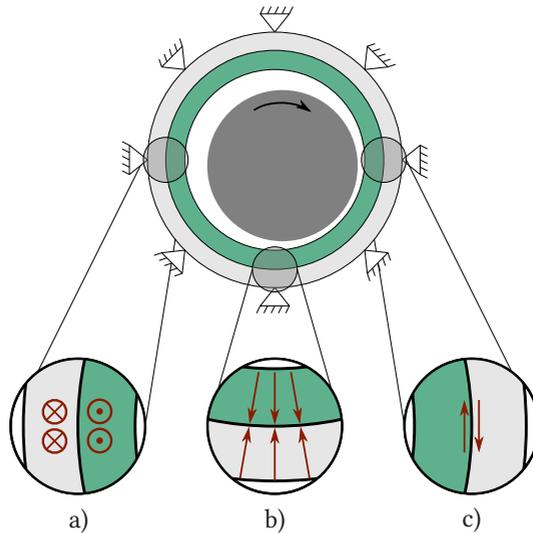


Abbildung 6.1.: Typische und anwendungsnahe Lastfälle in Gleitlagern zur Festlegung geeigneter Charakterisierungen der Anbindung

Auf Ebene der Materialprüfung können dabei die in Abbildung 6.1 gezeigten Lastfälle a) und c) als gleichwertig betrachtet werden, da die Anbindungszone über SIPNs selbst ein isotropes Verhalten aufweist. Eine Charakterisierung der Anbindung auf Drucklasten wird hier als nicht zielführend angesehen, da davon auszugehen ist, dass das Materialverhalten der Einzelkomponenten von dominierender Bedeutung ist. Die Festigkeit und Steifigkeit der Stützstruktur hängt einerseits vom konkreten Anwendungsfall ab, was eine Charakterisierung auf Materialebene erschwert, andererseits sollte die Festigkeit der Stützstruktur – auch aufgrund der Lasteinleitung und -verteilung in der Gleitschicht – die Festigkeit der Gleitschicht übertreffen. Ferner zeigen die verwendeten Thermoplaste ein viskoelastisches Materialverhalten auf, was bei anhaltenden statischen Belastungen zu einer nachlaufenden Verformung der Gleitschicht führt und in quasistatischen Kurzzeitversuchen nicht abgebildet werden kann.

Eine entsprechende Recherche zu geeigneten Prüfverfahren im Bereich der Werkstoffprüfung und im Bereich von Klebeverbindungen bringt dabei folgende Normen als mögliche Charakterisierungsmethodiken hervor: [AST00; Deu11a; Deu86; Deu89; Deu97; Deu98a; Deu06; Deu07; Deu09]

Trotz der generellen Eignung aller genannten Prüfverfahren, werden die Normen [Deu11a; Deu86; Deu06; Deu07; Deu09] ausgeschlossen, da sich die Herstellung der Probenkörper in diesem Fall nicht anbietet. Benötigt werden hier zwei Prüfkörper mit einer einschnittigen Überlappungszone. Da eine Anbindung mittels SIPNs erfolgt, müsste diese einschnittige Überlappung bereits während der Imprägnierung und für die Dauer der Aushärtung vorliegen, was die Verwendung eines speziellen Werkzeugs voraussetzt und eine gleichmäßige Imprägnierung aufgrund der Probenform erschwert.

Lediglich untergeordnete Unterschiede zeigen sich bei den aufgeführten Normen [AST00; Deu89; Deu97; Deu98a], welche die (scheinbare) interlaminaire Scherfestigkeit mittels Dreipunktbiegung am kurzen Balken ermitteln. Unterschiede zeigen sich teilweise in geringem Maße in der Probengeometrie und der zu prüfenden Grundmaterialien. Eine Vergleichbarkeit der Messwerte untereinander liegt insgesamt daher grundsätzlich vor. Die Charakterisierung der Anbindung erfolgt in dieser Arbeit gemäß den Vorgaben in [Deu89].

Mithilfe der in Abschnitt 4.3 aufgeführten Materialien und Versuchsparameter werden vierlagige unidirektionale Laminats mit zusätzlicher Thermoplastfolie in der Mittelebene hergestellt. Die Imprägnierung erfolgt dabei mittels VARI und die Aushärtung erfolgt unter kontrollierten Temperaturen nach Vorgabe des Herstellers des Epoxidharzes. Die Größe der Laminats beträgt 150 mm × 210 mm, die Probenkörper werden an zufälligen Stellen des Laminats entnommen, wobei zusätzlich zur genannten Norm, ein Randabstand von mindestens 20 mm eingehalten wird. Die Probenentnahme erfolgt dabei so, dass die Prüfung gemäß der Norm in Faserrichtung erfolgt. Die Prüfungen werden bei einem Lastabfall von 10 % bezogen auf den auftretenden Maximalwert beendet, um anschließend eine Untersuchung der Versagensart zu ermöglichen.

Eine Zusammenfassung der Messergebnisse kann Tabelle D.1 ab Seite 202 entnommen werden. Gemäß der Norm werden dabei verschiedene Versagensarten unterschieden, welche ebenfalls angegeben werden. „Schubversagen in einer Ebene“ wird dabei mittels „e. E.“ und „Schubversagen in mehreren Ebenen“ mittels „m. E.“ abgekürzt, andere Versagensarten konnten in den hier vorliegenden Untersuchungen nicht identifiziert werden.

Allgemein zeigt sich, dass das Versagen der Referenzproben durch ein Schubversagen in mehreren Ebenen dominiert wird, das Versagen der Proben mit zusätzlicher Thermoplastschicht hingegen durch ein Versagen in einer Ebene. Die Semi-Transparenz der Proben ermöglicht dabei sowohl eine optische Begutachtung der Versagensart als auch der Position des Versagens bei Schubversagen

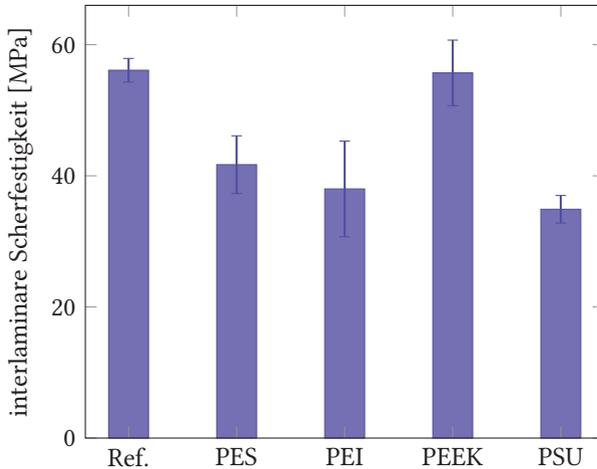


Abbildung 6.2.: Auswertung der Haftfestigkeit zwischen Epoxidharz und verschiedenen Thermoplasten

in einer Ebene. Für die Proben mit eingebrachter Thermoplastschicht zeigt sich ein Versagen in der Anbindungszone zwischen Epoxidharz und jeweiligem Thermoplast. Insgesamt zeigt sich für alle hier untersuchten Versuchsreihen ein charakteristisches Versagensbild für die einzelnen Versuchsreihen, mit lediglich wenigen Ausnahmen des auftretenden Bruchbildes. Da für alle untersuchten Proben entweder ein Versagen in einer Ebene oder ein Versagen in mehreren Ebenen gemäß der Definitionen in [Deu89] vorliegt, können die ermittelten Werte als interlaminare Scherfestigkeit betrachtet werden und werden dementsprechend nachfolgend als solche bezeichnet (vgl. Abbildung 6.3).

Die Mittelwerte der interlaminaren Scherfestigkeiten samt zugehöriger Standardabweichungen werden in Abbildung 6.2 dargestellt. Für die Referenzproben wird dabei eine mittlere Scherfestigkeit von $56,1 \text{ MPa} \pm 1,8 \text{ MPa}$, für PES von $41,7 \text{ MPa} \pm 4,4 \text{ MPa}$, für PEI von $38,0 \text{ MPa} \pm 7,3 \text{ MPa}$, für PEEK von $55,7 \text{ MPa} \pm 5,0 \text{ MPa}$ und für PSU von $34,9 \text{ MPa} \pm 2,1 \text{ MPa}$ ermittelt.

Für alle Proben werden zusätzlich die aufgezeichneten Kraft-Weg-Kurven in Abbildung 6.3 gezeigt. Zu Zwecken einer besseren Übersichtlichkeit werden dazu jeweils repräsentative Einzelproben ausgewählt und dargestellt. Die Darstellung sämtlicher Ergebnisse kann Abschnitt D entnommen werden.

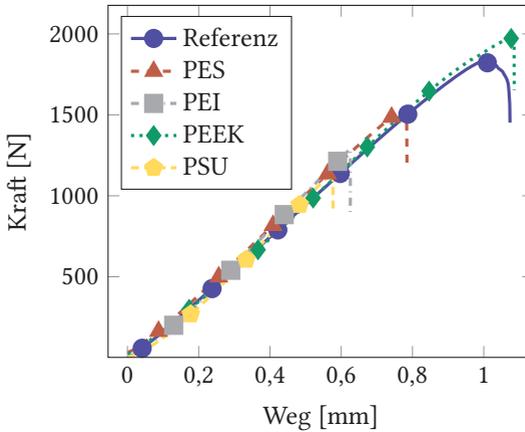


Abbildung 6.3.: Kraft-Weg-Kurven der untersuchten Anbindungszone zwischen Epoxid und Thermoplasten

Die Auswertung der Untersuchungen zur interlaminaren Scherfestigkeit zeigen grundsätzlich eine gute Übereinstimmung der aufgezeichneten Kraft-Weg-Kurven der Einzelproben innerhalb einer Versuchsreihe und auch die ermittelten maximalen interlaminaren Scherfestigkeiten liegen im Bereich kleiner Streuungen. Daher kann allgemein davon ausgegangen werden, dass sowohl die Herstellung der Proben mit guter Qualität erfolgte als auch die gewählte Methode zur Bestimmung der Scherfestigkeit geeignet ist.

Die Steigung der Kurven kann als Schubmodul der untersuchten Proben interpretiert werden. Aufgrund der kurzen Auflagerabstände kommt es zu einer erheblichen Reduktion der Biegekräfte innerhalb der Probe, wobei die auftretenden Schubkräfte jedoch gleich zu einer Probe mit größerem Auflagerabstand bleiben. Dadurch kommt es zu einer Verschiebung des Verhältnisses zwischen Biegebelastung und Schublast in der Probe und die Biegekräfte können als vernachlässigbar klein betrachtet werden, sodass vereinfacht von einer reinen Schubbelastung innerhalb der Probe ausgegangen werden kann, was eine Interpretation der Kurvensteigung als Schubmodul ermöglicht. Die Maxima der dargestellten Kurven können entsprechend als Schubfestigkeit der untersuchten Proben gedeutet werden. Eine direkte Ableitung, ob es sich dabei um die Schubfestigkeit der Anbindungszone zwischen Epoxidharz und Thermoplast oder um die Schubfestigkeit zwischen zwei faserverstärkten Einzellagen handelt, kann nicht erfolgen. Unter Zuhilfenahme der in Abbildung 6.2 gezeigten

Ergebnisse und der in Tabelle D.1 aufgeführten Versagensarten lassen sich jedoch Rückschlüsse darauf ziehen. Da sich für die Proben mit eingebrachter Thermoplastschicht aus PES, PEI und PSU deutlich geringere Schubfestigkeiten im Vergleich zu den Referenzproben zeigen, kann bei diesen Proben davon ausgegangen werden, dass es sich um die Schubfestigkeiten der Anbindungszone zwischen Epoxidharz und jeweiligem Thermoplasten handelt. Dahingegen lassen sich für die Proben mit eingebrachter PEEK-Folie keine signifikanten Unterschiede zu den Referenzproben zeigen. Eine Unterscheidung, ob es bei diesen Proben zu einem Versagen in der Anbindungszone oder zwischen faserverstärkten Lagen kommt, kann daher nicht getroffen werden. Ein entsprechend durchmischtes Bild der Versagensarten zeigt sich auch in Tabelle D.1. Die gezeigten Ergebnisse für die Proben mit PEEK weisen auf eine gute Anbindung zwischen dem Epoxidharz und dem PEEK hin, jedoch lassen sich in der aktuellen Literatur auch einige Hinweise auf eine fehlende Löslichkeit von PEEK in Epoxidharz finden, auch wenn sich einzelne Literaturstellen teilweise widersprechen. Insgesamt lässt sich aus der gefundenen Literatur keine eindeutige Aussage zur Löslichkeit von PEEK in Epoxidharz finden, jedoch lässt sich zusammenfassen, dass die Löslichkeit nur eingeschränkt ist, und dass in Epoxidharz gelöstes PEEK während der Aushärtung zu einer Ausscheidung neigt. Für eine Vielzahl an Anwendungen kann jedoch nachgewiesen werden, dass eine Verbesserung der mechanischen Eigenschaften des Epoxidharzes durch Beimischung von PEEK zur Bildung eines Blends möglich ist. Ebenso neigt modifiziertes amorphes PEEK beziehungsweise die amorphen Bereiche von PEEK zu einer verbesserten Löslichkeit in Epoxidharz. Hingewiesen sei an dieser Stelle auf die in Abschnitt 3.3 aufgeführte Literatur.

6.2. Ausbildung von SIPNs zwischen Thermoplasten und Epoxidharz

6.2.1. Lösungsversuche

Um die Anbindung zwischen den Thermoplasten und den Epoxidharzen zu charakterisieren und die Kompatibilität der verwendeten Materialien zu prüfen, werden Löslichkeitsversuche bei verschiedenen Temperaturen durchgeführt. Dazu werden die zu untersuchenden Thermoplaste zu einem Pulver verarbeitet und die Löslichkeit bei verschiedenen Temperaturen ermittelt. Eine Größenmessung der Partikel ergibt eine projizierte Fläche der Partikel in einem

Bereich von $0,1 \text{ mm}^2$ bis $0,4 \text{ mm}^2$ mit einem Mittelwert aus 40 Messungen zu $0,14 \text{ mm}^2$. Verwendet wird ein Durchlichtmikroskop mit beheizbarem Objektivträger. Das Thermoplastpulver wird gemeinsam mit dem Epoxidharz auf einem Objektivträger vermischt und gemäß des gezeigten Temperaturprofils in Abbildung 6.5 untersucht. Die Mischung wird dabei durch ein Deckgläschen bedeckt, sodass sich ein dünner Flüssigkeitsfilm bildet, welcher nur eine geringe Überlagerung mehrerer untereinanderliegender Partikel ermöglicht und somit die spätere Auswertung vereinfacht. Die Temperatur wird dabei in Schritten zu je $10 \text{ }^\circ\text{C}$ in einem Bereich von $30 \text{ }^\circ\text{C}$ bis $150 \text{ }^\circ\text{C}$ gesteigert. Der verwendete PID-Regler wird dabei mit einem geringen I-Anteil, überwiegenden P-Anteil und mäßiger Dämpfung eingestellt, um ein Überschwingen der Temperatur zu verhindern und eine gleichmäßige Aufwärmung der Probe sicherzustellen. Dadurch kommt es zu verhältnismäßig langen Aufheizzeiten pro Temperaturschritt von durchschnittlich etwa 10 Minuten. Nach Erreichen der eingestellten Temperatur wird diese für eine Dauer von 5 min gehalten. Sowohl bei Erreichen der jeweils eingestellten Temperatur als auch nach der Haltezeit wird ein Bild des untersuchten Ausschnitts erstellt. Exemplarische Bilder aus den vorgenommenen Versuchsreihen werden in Abbildung 6.4 gezeigt, wobei die Auflösung des Thermoplasten nachgewiesen wird.

Eine Auswertung der Bilder und quantitative Untersuchung der Auflösung des Thermoplasten wird mittels des Programms *ImageJ* durchgeführt. Dazu erfolgt eine automatische Identifizierung der Bildbereiche, welche den Thermoplasten darstellen. Anhand der Farbsättigung, des Farbtons und der Helligkeit erfolgt dabei die Unterscheidung der Bildbereiche. Die sich daraus ergebenden Bildbereiche ermöglichen durch eine Auswertung des Anteils am Gesamtbild eine Aussage über die Auflösung des Thermoplasten durch das verwendete Epoxidharz. Die Ergebnisse können Abbildung 6.5 entnommen werden.

Sowohl für das untersuchte PSU als auch das PEI zeigt sich eine eindeutige Temperaturabhängigkeit der Löslichkeit im Epoxidharz. Während sich für das PEI bis zu der Zeit-Temperaturstufe $t_{17} \hat{=} 110 \text{ }^\circ\text{C}$ keine signifikante Abnahme des Festphasenanteils nachweisen lässt, so zeigt sich dort bereits eine nahezu vollständige Auflösung des PSU. Dieses zeigt bereits bei der Zeit-Temperaturstufe $t_9 \hat{=} 70 \text{ }^\circ\text{C}$ einen eindeutigen Abfall der Festphase. Werden die Lösungsvorgänge einer jeden Temperaturstufe einzeln betrachtet und mit den Lösungsvorgängen der nachfolgenden Temperaturstufe verglichen, können weitere Informationen aus dieser Versuchsreihe gewonnen werden. So zeigt sich, dass der Abfall des Festphasenanteils innerhalb einer Temperaturstufe deutlich geringer ausfällt als zwischen zwei benachbarten Stufen. Zur Verdeutlichung

6.2. Ausbildung von SIPNs zwischen Thermoplasten und Epoxidharz.

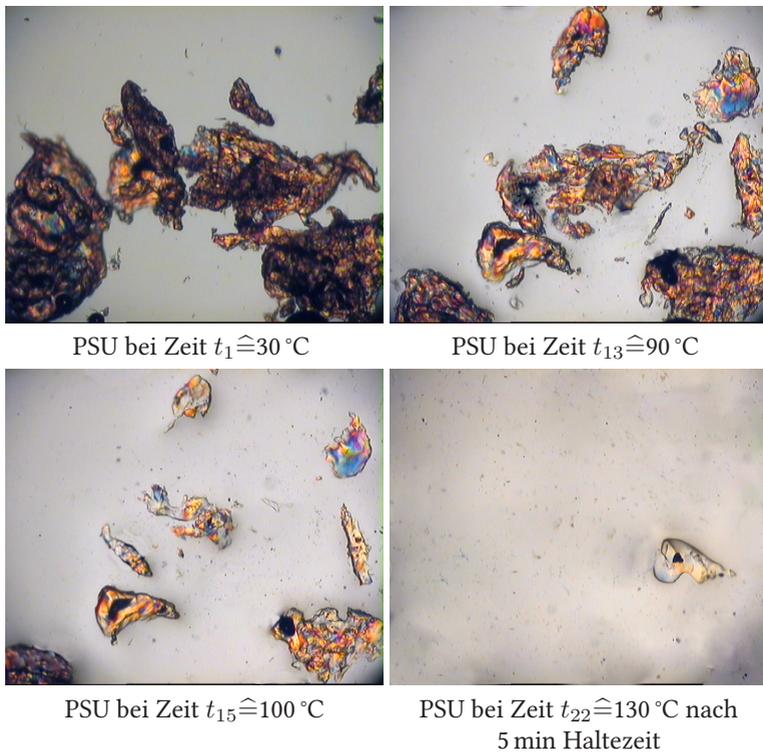


Abbildung 6.4.: Untersuchung des Lösungsverhaltens von PSU in LY556 mittels temperierbaren Mikroskop und optischer Auswertung

wird dazu eine weitere Darstellung der Messergebnisse gewählt. Tabelle 6.1 zeigt für die jeweiligen Zeit-Temperaturstufen den normierten Festphasenanteil der Thermoplasten Ψ_n , den Durchschnitt einer Temperaturstufe $\bar{\Psi}$ und die prozentuale Differenz zwischen zwei aufeinanderfolgenden Temperaturstufen $\Delta\bar{\Psi}$. Daraus kann geschlussfolgert werden, dass das vorliegende Lösungsverhalten im untersuchten Temperaturbereich stärker von der Temperatur abhängt als von der Untersuchungsdauer.

Die durchgeführten Versuche mit multiplen Temperaturstufen zeigen sowohl eine charakteristische Temperatur, ab welcher die Lösung beschleunigt abläuft, als auch ansatzweise die Geschwindigkeit der Auflösung bei verschiedenen Temperaturen. Allerdings kommt es bei fortlaufender Untersuchung

Kapitel 6. Anbindung zwischen Lagerschale und Gleitschicht.

Tabelle 6.1.: Untersuchung des Lösungsverhaltens von PSU in LY556 mittels temperierbaren Mikroskop und optischer Auswertung

t_n	T [°C]	Ψ_n		$\bar{\Psi} = \frac{\Psi_n - \Psi_{n-1}}{2}$		$\Delta\bar{\Psi}$	
		PSU	PEI	PSU	PEI	PSU	PEI
t_1	30	1.000	1.000				
t_2	30	0.969	1.000	0.985	1.000		
t_3	40	0.929	1.000				
t_4	40	0.925	0.969	0.927	0.985	-5,9 %	-1,5 %
t_5	50	0.917	0.988				
t_6	50	0.942	0.976	0.930	0.982	0,3 %	-0,3 %
t_7	60	0.947	0.991				
t_8	60	0.987	0.997	0.967	0.994	4 %	1,2 %
t_9	70	0.964	1.010				
t_{10}	70	0.938	1.019	0.951	1.015	-1,7 %	2,1 %
t_{11}	80	0.896	1.014				
t_{12}	80	0.840	1.023	0.868	1.019	-8,7 %	0,4 %
t_{13}	90	0.719	1.019				
t_{14}	90	0.592	1.019	0.656	1.019	-24,4 %	0 %
t_{15}	100	0.314	1.016				
t_{16}	100	0.201	1.016	0.258	1.016	-60,7 %	0,3 %
t_{17}	110	0.070	0.996				
t_{18}	110	0.059	0.992	0.065	0.994	-74,8 %	-2,2 %
t_{19}	120	0.025	0.914				
t_{20}	120	0.021	0.876	0.023	0.895	-64,6 %	-10,0 %
t_{21}	130	0	0.777				
t_{22}	130	0	0.612	0	0.695	-100 %	-22,3 %

6.2. Ausbildung von SIPNs zwischen Thermoplasten und Epoxidharz.

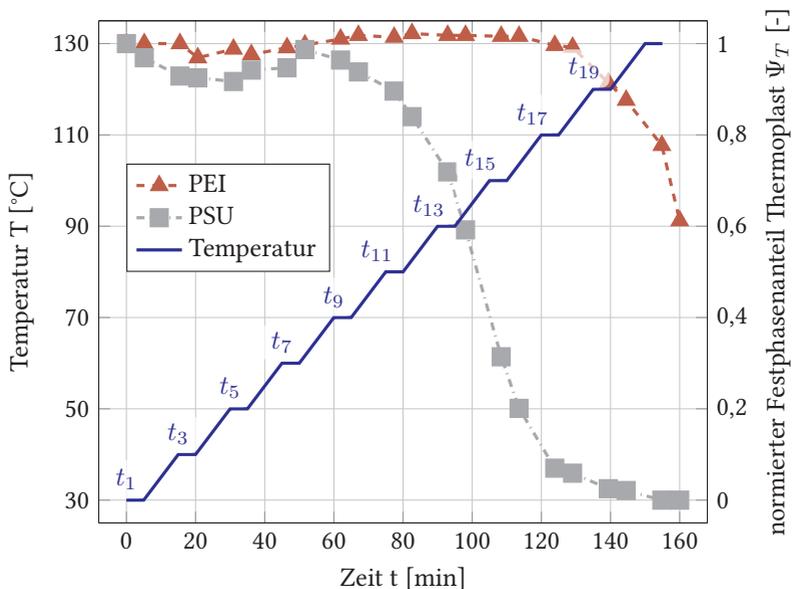


Abbildung 6.5.: Temperaturprofil und Löslichkeitsversuche der untersuchten Thermoplaste

zu einer lokalen Anreicherung der Thermoplasten und damit möglichen Sättigung des Epoxidharzes, was einer Auflösung entgegenwirkt. Diese Problematik aufgreifend wird eine weitere Versuchsreihe durchgeführt, bei welcher das Lösungsverhalten der genannten Thermoplaste unter isothermen Bedingungen getestet wird. Dazu wird aus den vorangehenden Versuchen jeweils für das PSU und PEI ein Temperaturbereich identifiziert, welcher die Lösung in Epoxidharz grundsätzlich ermöglicht. Dabei wird die untere Schwelle auf eine Temperatur unterhalb der ersten erkennbaren Auflösung gelegt, sodass auch langsame Auflösungsgeschwindigkeiten gegebenenfalls erfasst werden können. Der Versuchsaufbau ist mit Ausnahme der eingestellten Temperatur identisch und auch die Vorgehensweise bei der Auswertung unterscheidet sich nicht. Für das PSU wird aus Abbildung 6.5 eine untere Temperatur von 50 °C und für das PEI von 110 °C gewählt, als obere Grenze für beide Thermoplaste analog zu Abbildung 6.5 eine Temperatur von 130 °C. Die Ergebnisse sind in Abbildung 6.6 und in Abbildung 6.7 dargestellt.

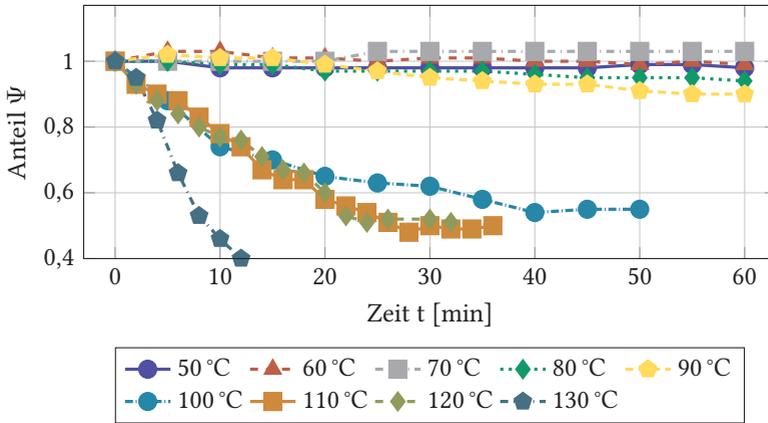


Abbildung 6.6.: Auflösung von PSU in Epoxidharz bei div. Temperaturen

Vergleichbar zu den bereits durchgeführten Versuchen zeigt sich keine Auflösung des PSU bei den Temperaturstufen 50 °C, 60 °C und 70 °C, hingegen für die Stufen von 80 °C und 90 °C von rund 5 % respektive 10 % nach einer Versuchsdauer von 60 min. Beschleunigte Auflösungen des Thermoplasten können bei Temperaturen von 100 °C, 110 °C und 120 °C beobachtet werden und zeigen einen Rückgang des Thermoplastanteils auf etwa 50 % des Anfangswertes nach 40 min, 27 min beziehungsweise 22 min. Ferner lässt sich während des Versuches eine Stagnation der Auflösung bei etwa 50 % beobachten, die Versuche werden nach etwa 10 min Stagnation beendet. Die schnellste Auflösung erfolgt erwartungsgemäß bei 130 °C, wobei hier ein Rückgang des Thermoplasten auf 40 % des Ausgangswertes bereits nach 12 min beobachtet werden kann.

Grundlegend ähnliche Beobachtungen, jedoch erst bei höheren Temperaturen, ergeben sich bei den Versuchen mit PEI. Die zugehörigen Ergebnisse sind in Abbildung 6.7 dargestellt. Untersucht werden hierbei die gleichen Temperaturstufen, jedoch aufgrund der schlechteren Löslichkeit bei niedrigen Temperaturen lediglich in einem Bereich von 110 °C bis 130 °C.

Bei einer Temperatur von 110 °C lässt sich hier, auch bei einer Versuchsdauer von 60 min, keine Auflösung des PEI nachweisen, bei Temperaturen von 120 °C und 130 °C hingegen eine deutliche Abnahme des Thermoplasten. Bei Temperaturen oberhalb von 130 °C wird, analog zu den Untersuchungen des PSU, eine beschleunigte Auflösung erwartet. Entsprechende Untersuchungen werden jedoch an dieser Stelle nicht durchgeführt, da es sich hierbei um einen Tempera-

6.2. Ausbildung von SIPNs zwischen Thermoplasten und Epoxidharz.

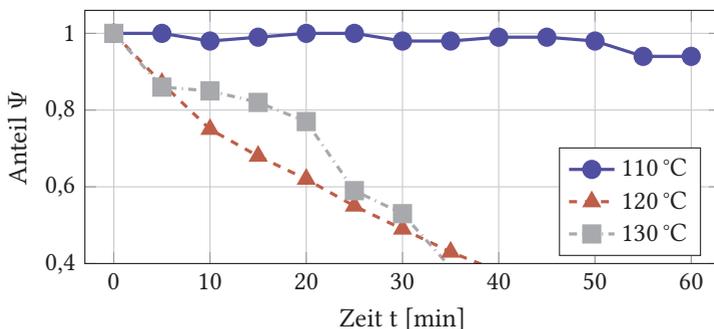


Abbildung 6.7.: Auflösung von PEI in Epoxidharz bei div. Temperaturen

turbereich oberhalb der gewöhnlichen Aushärtetemperaturen für Epoxidharze handelt und eine Übertragung der Ergebnisse in eine praktische Umsetzung nicht möglich ist. Allgemein zeigt sich eine hohe Übereinstimmung zwischen den durchgeführten vario- und isothermen Versuchsreihen, wobei für das PSU eine Auflösung ab 100 °C und für das PEI ab 120 °C identifiziert werden kann. Gleiche Versuche wurden für PEEK und PES durchgeführt, allerdings konnte hier bei beiden Thermoplasten keine Auflösung nachgewiesen werden.

Die durchgeführten Untersuchungen zeigen allgemein, dass sowohl das PSU als auch das PEI grundsätzlich eine Löslichkeit in Epoxidharz aufweist und damit eine Ausbildung von SIPNs möglich ist. Dazu muss jedoch eine Temperaturschwelle überschritten werden, welche von den gewählten Materialien abhängig ist. Der hohe Temperaturschwellenwert beim PEI wird der Ausbildung eines SIPN bei Harzsystemen mit einer niedrigen Aushärtetemperatur entgegenwirken, kann jedoch als geeigneter Kandidat für Hochtemperatursysteme identifiziert werden. Entsprechend entgegengesetztes gilt für das PSU welches aufgrund seiner guten Löslichkeit nur bedingt für Hochtemperatursysteme geeignet ist, da es hierbei zu einer übermäßigen Auflösung kommen kann. Auch wenn hier keine Löslichkeit von PEEK und PES nachgewiesen werden kann, so werden diese Polymere aktuell aufgrund der widersprüchlichen Literaturquellen nicht von der Eignung zum Einsatz in Gleitlagern ausgeschlossen. Die sehr hohen erreichbaren interlaminaren Scherfestigkeiten aus Abschnitt 6.1 weisen auf eine Eignung als Basispolymer zur Herstellung der Gleitschicht hin, es wird jedoch auf eine optische Untersuchung der Grenzfläche im Folgenden verzichtet, da hier davon ausgegangen werden kann, dass keine Grenzfläche aufgrund der fehlenden Löslichkeit optisch erkennbar ist.

Kapitel 6. Anbindung zwischen Lagerschale und Gleitschicht.

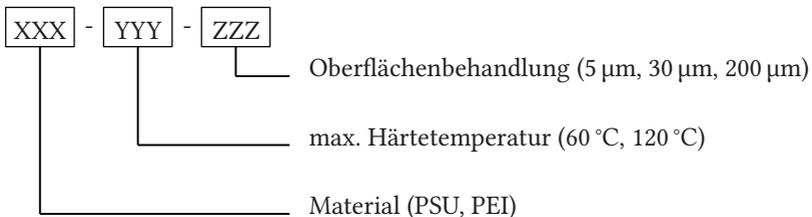
Tabelle 6.2.: Verwendete Härtezyklen zur Prüfung der Ausbildung von SIPNs

Name	Temp. Stufe 1	Dauer Stufe 1	Temp. Stufe 2	Dauer Stufe 2
Zyklus 1	23 °C	24 h	60 °C	15 h
Zyklus 2	120 °C	12 h		

6.2.2. Untersuchung der Grenzfläche

Aus den vorangegangenen Versuchen zeigt sich, dass insbesondere PSU eine gute Löslichkeit aufweist und daher tendenziell zur Ausbildung von SIPNs neigt. Um diesen Effekt zielgenau und anwendungsorientiert zu beschreiben, werden in einer weiteren Versuchsreihe thermoplastische Probenkörper aus PSU und PEI in Epoxidharz eingebettet und ein möglicher Einfluss einer Oberflächenvorbehandlung zur Ausbildung einer Grenzfläche untersucht. Die Probenkörper werden zu Würfeln mit einer Kantenlänge von 15 mm zugeschnitten, die Oberflächen behandelt, anschließend mit Isopropanol gereinigt und vor der Weiterverarbeitung für mindestens 24 h bei 80 °C getrocknet. Die Oberflächenbehandlung beinhaltet ein stufenweises Schleifen und Polieren mit Schleifmitteln bis hin zu Korngrößen von 200 µm, 30 µm und 5 µm. Nach Einbettung der Thermoplaste in das Epoxidharz werden zwei verschiedene Aushärtezyklen verwendet, um auch hier die Temperaturabhängigkeit der Ausbildung zu untersuchen. Die entsprechenden Parameter können Tabelle 6.2 entnommen werden und lehnen sich an die Angaben des Herstellers an.

Kombiniert mit den beschriebenen Oberflächenvorbehandlungen ergibt sich somit eine dreiparametrische Versuchsreihe mit insgesamt zwölf Einzelversuchen. Zwecks Übersichtlichkeit wird dazu eine einheitliche Nomenklatur zur Benennung der Einzelversuche eingeführt, welche nachfolgend erläutert ist.



6.2. Ausbildung von SIPNs zwischen Thermoplasten und Epoxidharz.

Beispielsweise würde für eine Probe auf Basis von PSU, bei Verwendung des zweiten Härtezyklus und eine Vorbehandlung mittels Schleifmitteln einer Korngröße von $5\ \mu\text{m}$ die Bezeichnung „PSU-120 °C-5 μm “ verwendet werden.

Alle Proben werden nach ihrer vollständigen Aushärtung gereinigt und in einem mehrstufigen Prozess wird der Querschnitt der Proben geschliffen und poliert. Nach einer abschließenden Reinigung werden die Schliffflächen mittels geeigneter Mittel angeätzt. Die Ätzung dient der teilweisen Lösung der thermoplastischen Materialien, um somit die Grenzflächen zwischen Thermoplast und Epoxidharz hervorzuheben. Die Proben aus PSU werden dabei für 5 min mit Aceton angeätzt, die Proben aus PEI für die gleiche Dauer mittels Ameisensäure (wässrig 10 %). Exemplarische Bildausschnitte für die Versuchsreihen mit PSU sind in Abbildung 6.8 gegeben, für eine Darstellung der Proben aus PEI wird aufgrund der Ähnlichkeit verzichtet. Weiterhin kommt es aufgrund der unterschiedlichen Härtetemperaturen zu verschiedenen Farbtönen des Epoxidharzes, sodass für die optische Hervorhebung der SIPNs bei 60 °C Auflicht verwendet wird, bei 120 °C sich hingegen Seitenlicht anbietet. Damit verbunden kommt es zu unterschiedlichen Farbgebungen der Aufnahmen, wobei hier auf eine nachträgliche Korrektur verzichtet wird, da andernfalls wichtige Bildinformationen durch die Nachbearbeitung verloren gehen. Hingewiesen sei darauf, dass die Bilder für Darstellungszwecke individuell zugeschnitten wurden und somit über keinen einheitlichen Vergrößerungsmaßstab mehr verfügen. Eine qualitative Vergleichbarkeit bleibt dennoch bestehen.

Abbildung 6.8 zeigt die Ausbildung von SIPNs bei einer Materialkombination von PSU und Epoxidharz. Exemplarisch werden hier Bildausschnitte für beide Härtezyklen gezeigt und für die Proben, welche mittels Schleifkörper eine Korngröße von $5\ \mu\text{m}$ und $200\ \mu\text{m}$ vorbehandelt wurden. Im linken Teil der gezeigten Bildausschnitte ist dabei jeweils der Thermoplast, im rechten das Epoxidharz gezeigt, die Grenzfläche befindet sich mittig im gezeigten Ausschnitt. Bei der Probe „PSU-60 °C-5 μm “ zeigen sich mehrere weiße Linien im Thermoplasten, wobei es sich um Spannungsrisse handelt, welche durch das Anlösen des Thermoplasten entstanden sind. Dementsprechend waren diese vor dem Ätzvorgang nicht sichtbar. Ähnliches, jedoch weniger stark ausgeprägt, lässt sich bei den Proben „PSU-120 °C-5 μm “ und „PSU-120 °C-200 μm “ erkennen. Sowohl die Proben der Versuchsreihe mit einer Aushärtetemperatur von 60 °C als auch bei einer Temperatur von 120 °C zeigen beim PSU eine deutlich ausgeprägte Grenzfläche zwischen Thermoplast und Epoxidharz. Im äußeren Randbereich der Grenzzone zeigen sich deutliche, bläschenförmige Strukturen. Diese erklären sich mit einer begrenzten Löslichkeit des Thermoplasten und

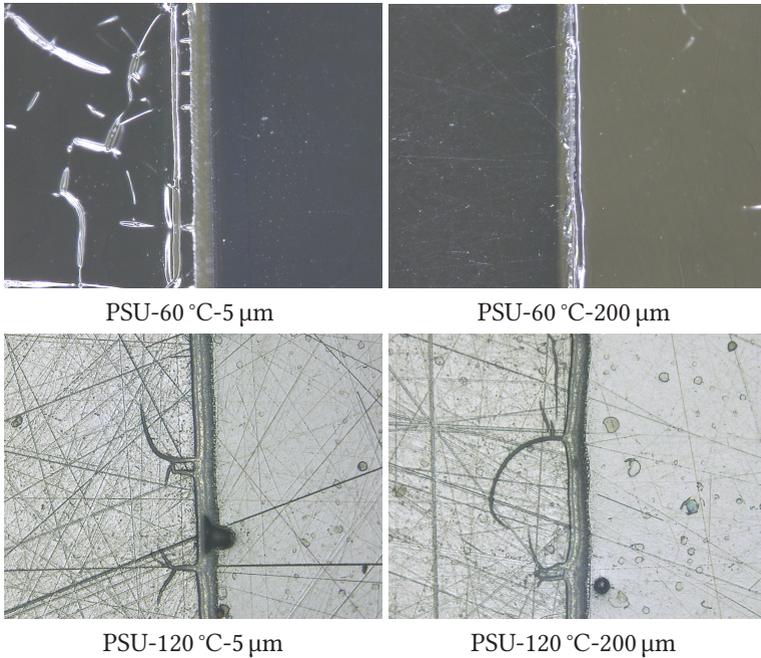


Abbildung 6.8.: Ausbildung von SIPNs bei PSU nach verschiedenen Härtezyklen; linker Bildteil jeweils PSU, rechter Epoxidharz

einer begrenzten Diffusionszone mit einer abnehmenden Konzentration des Thermoplasten hin zum Randbereich der Grenzzone. Nur geringe Anteile des Thermoplasten dringen bis zum Randbereich vor und nach dem Ätzen bleiben Bereich aus reinem Epoxidharz im Bläschenform zurück.

Weiterhin zeigt sich, dass sowohl beim PSU als auch beim PEI Risse an der Oberfläche entstehen, welche nachfolgend kurz genauer beschrieben werden. Abbildung 6.9 zeigt im linken Bild die charakteristische Rissbildung bei PSU bei einer Aushärtetemperatur von 120 °C und im rechten Bild analog für PEI. Für beide Materialien zeigen sich Risse, welche etwa 50 μm bis 100 μm tief in den Thermoplasten eindringen und über die gesamte Probenoberfläche erstreckt sind. Die Eindringtiefe und Rissanzahl beim PEI ist dabei höher als beim PSU. Vergleiche mit identisch hergestellten thermoplastischen Probenkörpern zeigen, dass die Risse nicht durch die mechanische Bearbeitung eingebracht werden und erst nach den Härtezyklen auftreten. Unterstrichen wird dies ferner durch

6.2. Ausbildung von SIPNs zwischen Thermoplasten und Epoxidharz.

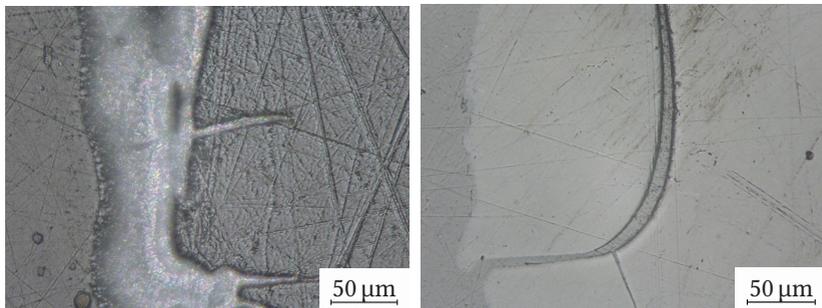


Abbildung 6.9.: Rissbildung in PSU und PEI während der Bildung von SIPNs, links: PSU-120 °C-200 µm, rechts: PEI-120 °C-200 µm

Vergleiche mit Proben aus PEI, welche lediglich bei 60 °C gehärtet wurden. Auch bei diesen können keine Risse identifiziert werden. Außerdem zeigen die Aufnahmen, dass die Rissstrukturen mit Epoxidharz gefüllt sind, woraus sich folgern lässt, dass das Epoxidharz zum Zeitpunkt der Rissentstehung noch nicht vollständig ausgehärtet ist. Diese drei Aspekte zusammengenommen legen nahe, dass die Risse erst während der Aushärtung entstehen und die Risse durch die Lösung des Thermoplasten induziert werden.

Eine Bewertung der Eindringtiefe in Abhängigkeit der Oberflächenbehandlung zeigt einen eindeutigen Zusammenhang dieser. Während sich für die Proben, welche mit Schleifmitteln einer Körnung von 5 µm vorbereitet wurden, nur vereinzelte Risse beim PSU und keinerlei Risse beim PEI feststellen lassen, so zeigen sich über die gesamte Übergangszone teils tiefe Einrisse bei den Proben mit einer Vorbehandlung mit Schleifmitteln einer Körnung von 200 µm. Ursächlich dafür sind die vorhandenen Unebenheiten der Oberfläche als Startpunkt für eine Rissbildung. Ebenso kommt es durch die mechanische Bearbeitung zu einer Einbringung von Eigenspannungen im Oberflächenbereich der Thermoplaste. Das Schleifen, insbesondere mit grobkörnigen Schleifmitteln, ist einerseits mit hohen Schnittkräften und andererseits durch auftretende Reibung mit einem Wärmeeintrag in die Probe verbunden. Beides kann ursächlich für die Entstehung von Eigenspannungen im Probenkörper sein. Werden die Proben jedoch nach Bearbeitung mit grobkörnigen Schleifmitteln in weiteren Stufen mit feineren Schleifmitteln weiterbearbeitet, so sinken die Schnittkräfte und der Wärmeeintrag. Bereiche, in welche im vorigen Schleifschritt Eigenspannungen eingebracht wurden, werden abgetragen und die Oberflächenspannung in der Probe nach den Schleifen sinkt.

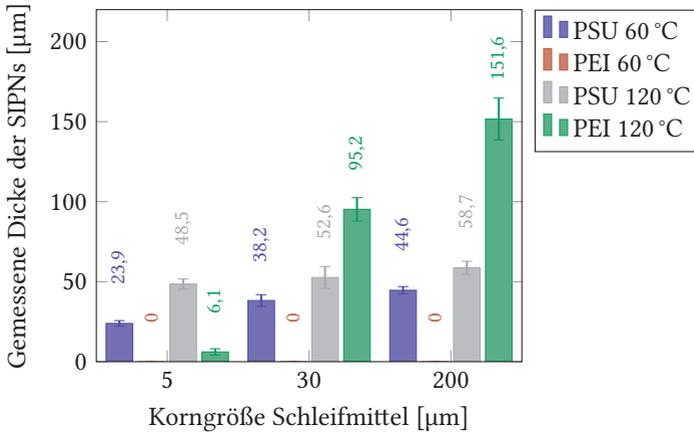


Abbildung 6.10.: Schichtdicke der SIPNs und die Abhängigkeit vom Härtezyklus und der Oberflächenvorbehandlung bei PSU

Obwohl diese Mikrorisse eine mechanische Verklammerung durch Formschluss darstellen und somit grundsätzlich zu einer Erhöhung der maximalen Kraftübertragung zwischen Thermoplast und Epoxidharz führen können, so stellen sie auch eine potentielle Schwächung der Grenzzone dar. Da die Risse senkrecht zur Oberfläche eindringen, es jedoch bei starker Rissbildung meist nach wenigen Mikrometern zu einer Umlenkung in parallele Richtung zur Oberfläche kommt, stellen diese Risse eine potentielle Schwächung der Grenzzone dar. Trotz einer Verbindung von Thermoplast und Epoxidharz auf molekularer Ebene, kann es bei mechanischer Belastung zu einer Rissbildung innerhalb des Thermoplasten mit Rissfortschritt entlang der gezeigten Mikrorisse kommen.

Ähnlich zu den oben dargestellten Bildausschnitten werden für jeden Einzelversuch verschiedene Bildausschnitte verwendet, welche hinsichtlich der Schichtdicke der sich gegebenenfalls ausbildenden SIPNs ausgewertet werden. Auch hier erfolgt die Vermessung der Grenzschicht mittels des Programms *ImageJ* und für jede Versuchsreihe wird eine Anzahl von mindestens 10 Messungen, verteilt auf die Probe, durchgeführt. Das Vorgehen zur Herstellung der Proben folgt der oben genannten Vorgehensweise. Die Ergebnisse sind in Abbildung 6.10 dargestellt und werden nachfolgend in einen Zusammenhang zu den durchgeführten Lösungsversuchen gebracht.

6.2. Ausbildung von SIPNs zwischen Thermoplasten und Epoxidharz.

Gezeigt werden die ermittelten Dicken der SIPNs samt Standardabweichung der Messwerte, sowohl für Proben aus PSU als auch für Proben aus PEI. Untersucht werden erneut die in Tabelle 6.2 genannten Härtezyklen mit den jeweiligen Maximaltemperaturen von 60 °C und 120 °C. Ein erneuter Rückschluss auf den Einfluss der Oberflächenvorbehandlung und die Aushärtetemperatur auf die Ausbildung der SIPNs lässt sich ziehen. Werden die Proben des gleichen Materials und des gleichen Härtezyklus untereinander verglichen, so zeigt sich für alle Proben ein eindeutiger Trend und eine Zunahme der Schichtdicke mit steigender Korngröße der Schleifmittel ist erkennbar. Eine Ausnahme stellen hier lediglich die Proben aus PEI dar, welche bei 60 °C ausgehärtet wurden. Hier lässt sich keine Grenzzone zwischen den beiden Materialien identifizieren, was sich mit den Ergebnissen aus Abschnitt 6.2.1 deckt. Auch hier konnte erst bei deutlich höheren Temperaturen ein Auflösen des PEI gezeigt werden.

Die Bewertung der Temperaturabhängigkeit zeigt ebenfalls einen einheitlichen Trend und deckt sich stark mit den Ergebnissen der vorherigen Lösungsversuche. Proben gleichen Materials und gleicher Vorbehandlung zeigen bei der Aushärtetemperatur von 120 °C deutlich erhöhte Schichtdicken, teilweise mit einer Zunahme von mehr als 100 %. Daher muss das Epoxidharz bei möglichst hohen Temperaturen ausgehärtet werden, die Grenzen des Harzsystems und ein möglicher Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften müssen dabei jedoch selbstverständlich berücksichtigt werden.

Gegensätzlich zu den Versuchen aus Abschnitt 6.2.1 zeigen sich beim PEI bei einer Temperatur von 120 °C deutlich höhere Schichtdicken als beim PSU. Auch unabhängig von der Korngröße des verwendeten Schleifmittels zeigt sich dieser Zusammenhang, was auf eine bessere Löslichkeit des PEI hinweist. Da jedoch besonders das PEI zur Bildung von Rissen neigt, kann ein kausaler Zusammenhang zwischen der Rissbildung und den hohen Schichtdicken abgeleitet werden. Nach Bildung eines Risses dringt Epoxidharz in diesen ein und der Thermoplast steht an einer größeren Oberfläche in Kontakt mit dem Epoxidharz. Diese Oberflächenvergrößerung beschleunigt die Lösungsvorgänge und führt zu höheren Schichtdicken. Da es bei den in Abschnitt 6.2.1 durchgeführten Versuchen zu keinerlei Rissbildung kommt, fallen die dort ermittelten Lösungsgeschwindigkeiten entsprechend geringer aus.

Kurzzusammenfassung

Die in diesem Abschnitt diskutierten Zusammenhänge geben einen Überblick über die Bildung von SIPNs und über die Kompatibilität der untersuchten Materialien untereinander. Sowohl für das PSU als auch das PEI kann nachgewiesen werden, dass beide mit dem untersuchten Epoxidharz kompatibel sind und es zu einer Auflösung kommt. Diese ist sowohl materialspezifisch als auch von der Temperatur abhängig und die durchgeführten Versuche decken sich gut mit den für dieses Kapitel aufgestellten Hypothesen. Im Thermoplasten vorhandene Feuchtigkeit tritt während der Auflösung aus und führt zur Bildung von Dampfblasen. Eine ausreichende Trocknung vor der Weiterverarbeitung muss daher im späteren Herstellungsprozess durchgeführt werden.

Neben der Abhängigkeit der Löslichkeit der Thermoplasten von der Aushärtetemperatur des Epoxidharzes, konnte gezeigt werden, dass auch die Oberflächenvorbereitung einen entscheidenden Einfluss auf die Ausbildung der Grenzzone nimmt. Hervorgerufen durch thermische und/oder mechanische Belastungen während des Schleifprozesses kommt es zu oberflächennahen Eigenspannungen im Thermoplasten, welche sich während der Aushärtung des Epoxidharzes lösen und zu diversen Rissbildungen im Bereich der Oberfläche führen. Neben einer möglichen Verstärkung der Anbindung aufgrund des entstehenden Formschlusses, wird die Problematik der Rissgrößen diskutiert, welche eine Minderung der möglichen Kraftübertragung hervorrufen kann.

Für die im Rahmen dieser Arbeit betrachtete Problemstellung und der sich daraus ergebenden Neuentwicklung eines Konzepts zur Herstellung von Festkörpergleitlagern auf thermoplastischer Basis mit einer Stützschale in Faserverbundbauweise, können sowohl das untersuchte PSU als auch PEI einen vielversprechenden Ansatz als Grundmaterial der Gleitschicht darstellen. Die starke Rissbildung und die hohen notwendigen Temperaturen zur Bildung von SIPNs bei PEI zeigen jedoch, dass, lediglich bezogen auf die Ausbildung der Grenzzone, das PSU das geeignetere Grundmaterial zur Herstellung der Gleitschicht darstellt. Jedoch kann sich auch die Verwendung der hier untersuchten teilkristallinen Thermoplaste PEEK und PES für die Herstellung von Gleitlagern eignen. Auf die teils gezeigte Löslichkeit samt der aufgezeigten Widersprüchlichkeit mehrerer Untersuchungen sei an dieser Stelle nochmals hingewiesen. Alternativen zur Anbindung mittels SIPNs stehen beispielsweise auch durch Wahl geeigneter Klebstoffe zur Verfügung, falls sich im weiteren Verlauf die Anbindung der teilkristallinen Thermoplaste im Gesamtherstellungsprozess als unzureichend erweist.

6.2. Ausbildung von SIPNs zwischen Thermoplasten und Epoxidharz.

Da die Löslichkeit des Thermoplasten lediglich auf den flüssigen Zustand des Epoxidharzes beschränkt ist, gleichzeitig jedoch eine möglichst hohe Temperatur die Löslichkeit des Thermoplasten im Epoxidharz positiv beeinflusst, können unterschiedliche Harzsysteme die Anbindung verbessern. Harzsysteme mit einer „langsamen“ Reaktionskinetik, welche auch bei hohen Temperaturen vergleichsweise lange Aushärtezeiten benötigen, bieten sich somit für weniger gut lösliche Thermoplaste an.

Die sich gegenüberstehenden Ergebnisse aus Abschnitt 6.2.1 und Abschnitt 6.1 können auf unterschiedliche kristalline Strukturen des jeweils verwendeten PEEK zurückgeführt werden. Während für die Versuche in Abschnitt 6.2.1 Partikel durch mechanische Verfahren aus einem extrudierten Plattenhalbzeug gewonnen werden, wird in Abschnitt 6.1 auf ein Folienmaterial zurückgegriffen. Ein höherer Kristallinitätsgrad im Extrudat und generell größere kristalline Bereiche als im Folienmaterial erschweren daher die Löslichkeit des Extrudats. Bei der Herstellung von Folien wird auf Nukleierungsmittel zur Verbesserung der Eigenschaften und Verarbeitung zurückgegriffen, was zu einem hohen Kristallinitätsgrad und der Bildung kleinerer Kristalle führt. Diese kleineren Kristalle lassen sich auch bei geringeren Temperaturen auflösen und erhöhen die Löslichkeit im untersuchten Temperaturbereich.

Schlussfolgerungen für das Gleitlager

- Charakterisierung des Lösungsverhaltens in Abhängigkeit der Zeit, Temperatur, Oberflächenvorbehandlung
 - ⇒ Mechanische Vorbehandlung der Gleitlagerbuchsen
- Prozessparameter für Aushärtung basierend auf Grundlagenversuchen hergeleitet
 - ⇒ Aushärtezyklus 2 h 120 °C + 2 h 180 °C
- Compounds auf Basis von PSU und PEEK grundsätzlich für vorgestellten Ansatz geeignet
 - ⇒ PSU weist bessere Löslichkeit auf

Konzept zur Herstellung der Gleitlager

Kapitelinhalt

7.1. Vorgehen zur Herstellung der Gleitlager	127
7.2. Auswahl der Gleitlagercompounds	127
7.3. Optimierung des Lageraufbaus und Herstellung der Lager- schalen	131
7.3.1. Modellerstellung	131
7.3.2. Optimierung der Faserlagen	135
7.3.3. Wickeln der Lagerschalen	138
7.3.4. Imprägnierwerkzeug der Lager	140
7.3.5. Imprägnierung und Aushärtung der Lagerschalen . . .	142
7.3.6. Bewertung der Lagerherstellung	146
7.4. Prüfung der Gleitlager	147
7.4.1. Haftfestigkeit der Gleitschicht	147
7.4.2. Kristalline Bereiche der PEEK-Proben	159

Nach den grundlegenden und vorbereitenden Untersuchungen der vorangehenden Kapitel erfolgt im kommenden Abschnitt eine Beschreibung der Herstellung der Gleitlager. Ziel ist es hierbei, einen Probenkörper herzustellen, der exemplarisch die Möglichkeiten und Eigenschaften des entwickelten Prozesses abbildet und die Machbarkeit des Ansatzes darstellt. Die Kompatibilität zu komplexen Strukturen und die Anbindung der nicht imprägnierten textilen Stützschaale zu umliegenden textilen Strukturen wird dabei nicht untersucht. Die grundsätz-

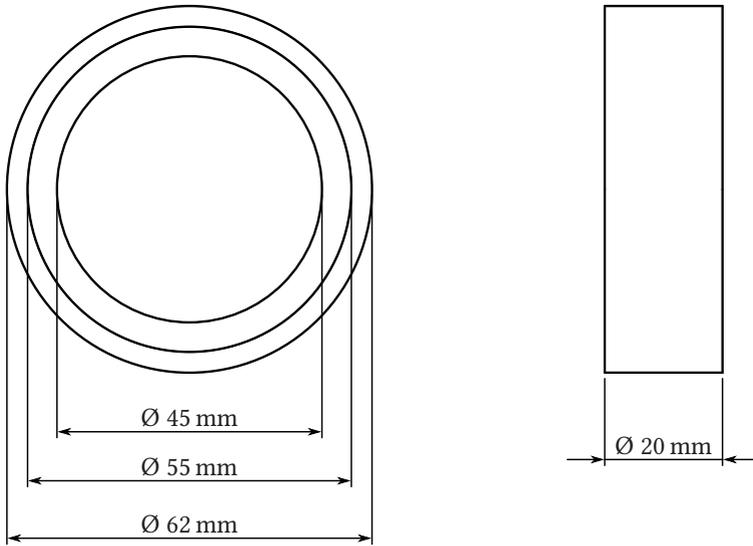


Abbildung 7.1.: Technische Zeichnung des herzustellenden Probenkörpers

liche Anbindung über textile Verfahren lässt sich aus dem Stand der Technik und einer Literaturrecherche nachweisen. Aufgrund der Vielfältigkeit der Möglichkeiten und der damit einhergehenden notwendigen Ausführlichkeit einer Beschreibung beziehungsweise Untersuchung wird auf eine Darstellung im Rahmen dieser Arbeit verzichtet. Als geeigneter Probenkörper wird daher ein zylindrischer Körper gewählt, da sich dieser auch für anschließende tribologische Untersuchungen anbietet. Eine weitere umgebende Struktur würde die Befestigung im Prüfstand erschweren und die Konstruktion der Halterung komplexer gestalten. Hergestellt wird somit ein Probenkörper gemäß der gezeigten Maße in Abbildung 7.1. Verwendet werden dazu die in Abschnitt 4.3 in Tabelle 4.1 und Tabelle 4.5 aufgeführten Materialien. Der mehrteilige Herstellungsprozess wird ausführlich in den nachfolgenden Abschnitten beschrieben, unter anderem die Herleitung des optimalen Lagenaufbaus, die Prozessparameter beim Wickeln der Lagerschalenrohlinge und eine Beschreibung des verwendeten RTM-Werkzeugs.

7.1. Vorgehen zur Herstellung der Gleitlager

Die Herstellung der Gleitlager samt Stützschaale erfolgt in dieser Arbeit in einem mehrstufigen Prozess, wobei ein Hauptaugenmerk auf einer einfachen Produktion und guten Anbindung zwischen Gleitschicht und Stützstruktur liegt. Da es wünschenswert ist, dass die entwickelten Gleitlager vielseitig einsetzbar sind und sich einfach in komplexe Bauteile aus FVK integrieren lassen, werden zuerst Gleitlagerbuchsen aus den ausgesuchten Thermoplastcompounds hergestellt, diese mit trockenen Endlosfasern umwickelt, sodass die trockene Struktur auch in komplexe Bauteile eingelegt werden kann. Anschließend können alle gängigen Imprägnierverfahren, beispielsweise VARI oder RTM, verwendet werden. Die Anbindung zwischen Gleitschicht und Stützschaale erfolgt dabei während der Imprägnierung nach den in Kapitel 6 erläuterten Verfahren. Die Verbindung zwischen gewickelter Stützschaale und umliegender Struktur im Bauteil kann dabei vielfältig erfolgen, steht aufgrund der Vielfältigkeit an Kombinationsmöglichkeiten und speziellen Anwendungsfällen jedoch nicht im Fokus dieser Arbeit. Da die Imprägnierung beider Komponenten jedoch in einem Produktionsschritt erfolgt und diese gemeinsam aushärten, kann diese Verbindung an dieser Stelle als unkritisch betrachtet werden.

Zur Herstellung der Gleitlager werden in dieser Arbeit daher aus den ausgewählten Thermoplastcompounds Gleitlagerbuchsen hergestellt, diese auf einem passenden Wickeldorn reversibel fixiert und mit nicht imprägnierten Endlosfasern umwickelt. Da es in den Wendepunkten zum lokalen Aufdickungen kommt, erfolgt die Wicklung aller Lagen mit unterschiedlichen Wickellängen, sodass der Querschnitt der Wickelstruktur gleichmäßig ist. Nähere Erläuterungen folgen in den kommenden Abschnitten.

7.2. Auswahl der Gleitlagercompounds

Basierend auf den aufgeführten Materialien in Abschnitt 4.3, speziell in Tabelle 4.6 und den Ergebnissen aus Kapitel 5 werden verschiedene Compoundmischungen hinsichtlich ihrer Eignung als Gleitlagerwerkstoff bewertet. Ausgewählt werden je sieben Compounds auf Basis von PSU und PEEK und die mechanischen Eigenschaften mittels des entwickelten Simulationsmodells errechnet und die jeweiligen Zugmoduln in Abbildung 7.2 zusammenfassend dargestellt. Compounds auf Basis von PSU werden mit „A1, A2, ..., A7“ bezeichnet, auf Basis von PEEK mit „B1, B2, ..., B7“.

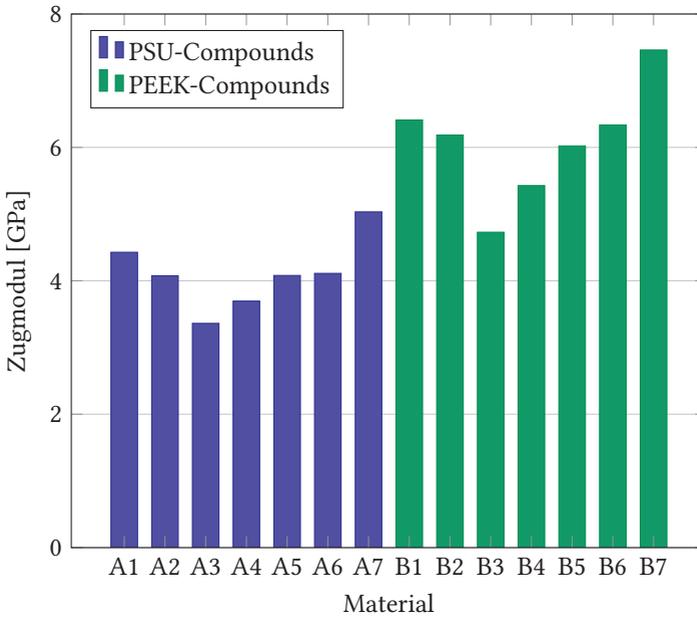


Abbildung 7.2.: Berechnete Zugmoduln der eigenentwickelten Compounds nach vorgestelltem Simulationsmodell

Aufgrund der höheren Moduln von PEEK zeigen die entsprechenden Compounds grundsätzlich einen höheren Zugmodul als die Compounds auf PSU-Basis. Unterschiede der berechneten Moduln zwischen den einzelnen Compoundmischungen sind klar erkennbar, wobei die Schwankungen bei den Compounds auf PEEK-Basis tendenziell größer ausfallen. Für die Compounds auf Basis von PSU werden Werte zwischen etwa 3360 MPa (A3) und 5030 MPa (A7), für die Compounds aus PEEK-Basis von etwa 4730 MPa (B3) bis 7460 MPa (B7). Die Basispolymere der Compounds haben einen Zugmodul von 2480 MPa und 3700 MPa, der positive Einfluss der beigesetzten Additive auf die Steifigkeit kann somit für alle Mischungen gezeigt werden.

Anhand der vorgestellten Ergebnisse kann eine Auswahl an Compounds für die weitere Herstellung der Gleitlager erstellt werden, zuvor muss jedoch noch kurz darauf eingegangen werden, ob ein hoher oder niedriger Modul für die Lagerschale als geeignet gilt. Allgemein wirkt sich ein niedriger Modul der Lagerschale positiv auf die Lastverteilung innerhalb des Lagers aus. Bei

geringem Modul, kann sich das Lagermaterial an die Welle anschmiegen und die Größe der Kontaktzone nimmt zu. Da bei gleichbleibender externer Last eine größere Kontaktzone zu geringeren Spannungen im Material führt, kann somit eine größere Last ertragen werden, sofern von einer gleichen Festigkeit ausgegangen wird. Da jedoch kein linearer Zusammenhang zwischen der Breite der Kontaktzone und dem Elastizitätsmodul der Lagerschale besteht, müssen weitere Kriterien hinsichtlich der Compoundauswahl hinzugezogen werden.

Anhand von Gleichung (3.11) wird daher die maximale Pressung als Funktion des Elastizitätsmoduls der Lagerschale in Abbildung 7.3 dargestellt. Für den Elastizitätsmodul der Welle wird ein gängiger Wert für Stahl von 210 GPa und eine Lagerbreite von 20 mm, ein Nenndurchmesser von 45 mm und gemäß [Deu98b] eine Passung „C 11/h9“ verwendet. Der Elastizitätsmodul der Lagerschale wird dabei als Vielfaches des Elastizitätsmoduls der Welle angenommen und ein Elastizitätsfaktor a folgendermaßen eingeführt:

$$a = \frac{E_2}{E_1} = \frac{\text{Elastizitätsmodul Lager}}{\text{Elastizitätsmodul Welle}}$$

Basierend auf den in Abschnitt 3.4 erläuterten Berechnungen, kann der Elastizitätsfaktor a in einen Zusammenhang zur maximalen Pressung gesetzt werden. Für kleine Elastizitätsfaktoren weist die in Gleichung (3.9) dargestellte Funktion dabei eine größere Steigung auf als für größere Elastizitätsfaktoren, wo sich die Funktion einem Grenzwert annähert. Für unendliche Werte des Elastizitätsmoduls der Lagerschale, kann aus Gleichung (3.9) gefolgert werden, dass sich der modifizierte Elastizitätsmodul E^* folgendem Wert annähert:

$$\lim_{E_2 \rightarrow \infty} E^* = \frac{2 \cdot E_1}{1 - \nu_2^2} \quad (7.1)$$

Im hier vorgestellten Fall nähert sich somit die in Abbildung 7.3 dargestellte Funktion einem Grenzwert von rund 36 MPa:

$$\lim_{E_2 \rightarrow \infty} p_{max} = \sqrt{\frac{F \cdot \left(\frac{2 \cdot E_1}{1 - \nu_2^2} \right)}{2 \cdot \pi \cdot l} \cdot \frac{r_1 + r_2}{r_1 \cdot r_2}} \quad (7.2)$$

hier:

$$p_{max} \approx 35,6 \text{ MPa}$$

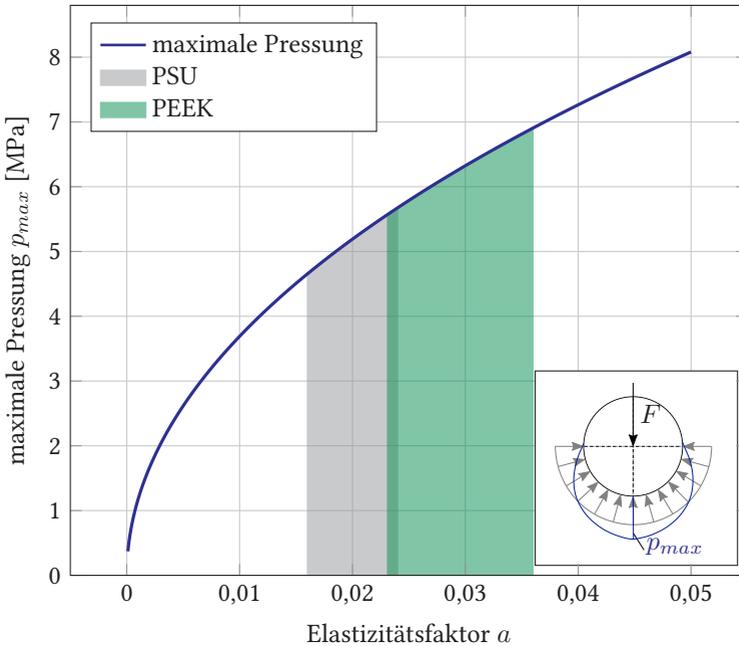


Abbildung 7.3.: Maximale Pressung in Abhängigkeit des Elastizitätsmoduls der Lagerschale

Für die in Abbildung 7.2 vorgestellten Compounds jedoch liegen die Elastizitätsfaktoren in einem Bereich unterhalb von 0,04, nämlich für PSU in einem Bereich von 0,016 bis 0,024 und für PEEK in einem Bereich von 0,023 bis 0,036. Die entsprechenden Bereiche werden in Abbildung 7.3 entsprechend farblich hervorgehoben. Aus den vorgestellten Berechnungen lässt sich somit der Unterschied zwischen den maximalen Pressungen der verschiedenen Compounds bestimmen. Sowohl für die Compounds auf Basis von PSU als auch auf Basis von PEEK liegen die maximalen Pressungen für die Compounds mit jeweils höchstem Elastizitätsmodul rund 20% über den Compounds mit kleinstem Elastizitätsmodul. Durch die Auswahl der Compounds mit niedrigen Elastizitätsmoduln kann somit die Anschmiegung der Lagerbuchse an die Welle und die damit verbundenen positiven Effekte auf die Tragfähigkeit genutzt werden. Für die weitere Verarbeitung werden daher die Compounds „A3, A4, B3 und B4“ hinsichtlich ihrer mechanischen Eigenschaften ausgewählt. In Kombination mit den in Tabelle 5.3 gezeigten tribologischen Eigenschaften, wird je ein

7.3. Optimierung des Lagenaufbaus und Herstellung der Lagerschalen.

Compound pro Basispolymer für die Herstellung der Gleitlager ausgewählt. Für die Compounds aus PSU eignet sich das Compound „A3“, für die Polymere auf PEEK-Basis das Compound „B4“, da die mittleren Reibwerte sowohl beim Stift-Scheibe- als auch beim Ring-Scheibe-Versuch entsprechend niedriger sind.

7.3. Optimierung des Lagenaufbaus und Herstellung der Lagerschalen

Nach den Ausführungen zur simulativen Abschätzung der mechanischen Eigenschaften der thermoplastbasierten Gleitschicht im vorangegangenen Kapitel, befasst sich dieser Abschnitt mit der Auslegung der Lagerschale und der Optimierung des Lagenaufbaus. Gewählt wird dazu ein mehrstufiger Optimierungsprozess mit Variation des Lagenaufbaus und Schädigungsanalyse des Verbunds. Nach Abschluss der Simulation erfolgt eine kurze Beschreibung zur Konstruktion eines RTM-Werkzeugs, welches zur Herstellung der Lagerschalen verwendet wird und die Prozessparameter und die Vorgehensweise zur Herstellung werden abschließend erläutert.

7.3.1. Modellerstellung

Analog zu Kapitel 5 erfolgt die Modellierung der in diesem Abschnitt durchgeführten Analysen ebenfalls mittels der Software *Ansys*. Als Lastfall wird eine anwendungsnahe Belastung gewählt und als repräsentativer Lastfall für die Optimierung festgelegt. Aufgrund der Komplexität dynamischer Beanspruchungen und des damit verbundenen zeitlichen Aufwands zur Berechnung, wird dabei ein statischer Lastfall gewählt. Die Erstellung des Modells erfolgt dabei für die Gleitschicht mittels „Mechanical-Modell“ und für die Lagerschale mittels „ACP (Pre)“. Die Gleitschicht wird als Buchse mit einem Innendurchmesser von 50 mm, einem Außendurchmesser von 55 mm und einer Länge von 54 mm modelliert. Als Material wird dabei ein verstärktes PEEK mit den in Tabelle 7.1 genannten Eigenschaften verwendet. Als Grundlage für diesen Abschnitt wird der in Abschnitt 7.2 vorgestellte Compound „B4“ verwendet und die mechanischen Eigenschaften mittels des in Kapitel 5 entwickelten Modells berechnet. Die so errechneten Materialkennwerte werden zur Nachbildung der Eigenschaften der Gleitschicht verwendet.

Kapitel 7. Konzept zur Herstellung der Gleitlager.

Tabelle 7.1.: Verwendete Materialeigenschaften des PEEK-Compounds für die Simulation

Eigenschaft	Wert	Einheit
E-Modul	5,43	GPa
Querkontraktionszahl	0,4	—
Kompressionsmodul	9,05	GPa
Schubmodul	1938	MPa

Die Gleitschicht wird durch mehrere Lagen aus CFK umgeben, wobei die Dicke einer jeden Lage auf 0,28 mm festgelegt wird und insgesamt 16 Lagen (beim Kreuzwickeln werden die positive und die negative Fadenorientierung als jeweils eine Lage gerechnet) verwendet, sodass sich eine Wandstärke von 4,5 mm ergibt. Die Länge der so entstehenden Buchse wird ebenfalls auf 54 mm festgesetzt. Beide Komponenten werden im Modell über einen festen Verbund miteinander gefügt. Die wichtigsten Kennwerte des verwendeten Materialmodells der Stützschaale können Tabelle 7.2 entnommen werden.

Tabelle 7.2.: Verwendete Materialeigenschaften des CFK für die Optimierungssimulation (Faservolumengehalt 50 vol.%, unidirektional)

Eigenschaft	Wert	Einheit
E-Modul		
X-Richtung	121 000	MPa
Y-Richtung	8600	MPa
Z-Richtung	8600	MPa
Querkontraktionszahl		
XY	0,27	—
YZ	0,4	—
XZ	0,27	—
Schubmodul		
XY	4700	MPa

7.3. Optimierung des Lagenaufbaus und Herstellung der Lagerschalen.

Tabelle 7.2.: Fortsetzung: Verwendete Materialeigenschaften des CFK für die Optimierungssimulation

Eigenschaft	Wert	Einheit
YZ	3100	MPa
XZ	4700	MPa
Spannungslimits		
Zug X-Richtung	2231	MPa
Zug Y-Richtung	60	MPa
Zug Z-Richtung	60	MPa
Druck X-Richtung	-1082	MPa
Druck Y-Richtung	-100	MPa
Druck Z-Richtung	-100	MPa
Schub XY	60	MPa
Schub YZ	32	MPa
Schub XZ	60	MPa
Dehnungslimits		
Zug X-Richtung	0,0167	—
Zug Y-Richtung	0,0032	—
Zug Z-Richtung	0,0032	—
Druck X-Richtung	-0,0108	—
Druck Y-Richtung	-0,0192	—
Druck Z-Richtung	-0,0192	—
Schub XY	0,012	—
Schub YZ	0,0111	—
Schub XZ	0,012	—
Puck Konstanten		
Druckneigung XZ	0,3	—
Druckneigung YZ	0,25	—
Zugneigung XZ	0,35	—

Kapitel 7. Konzept zur Herstellung der Gleitlager.

Tabelle 7.2.: Fortsetzung: Verwendete Materialeigenschaften des CFK für die Optimierungssimulation

Eigenschaft	Wert	Einheit
Zugneigung YZ	0,25	—

Die Außenfläche des Verbundes wird mittels Festlagerung fixiert und die Innenfläche des Lagers mit einer externen Kraft beaufschlagt, welche im Modell eine statische Last, eingebracht durch eine Welle, darstellt. Eine Skizze des sich so ergebenden Modells kann Abbildung 7.4 entnommen werden. Die Höhe der externen Kraft wird so gewählt, dass keine Schädigung im Verbund auftritt und die Festigkeit zu etwa 50 % ausgenutzt wird. Da die Optimierung anhand des Sicherheitsfaktors erfolgt, kann die externe Kraft prinzipiell frei gewählt werden, muss jedoch so hoch sein, dass zwischen den Variationen Unterschiede erkennbar sind und diese nicht von Schwankungen aufgrund der Modellannahmen überdeckt werden.

Zur Optimierung der Lagerschale werden verschiedene Lagenaufbauten der Lagerschale untersucht. Dabei wird der Faserwinkel, bezogen auf die positive Fadenorientierung beim Kreuzwickeln, einer jeden Lage als Parameter verwendet und jeweils ein gültiger Wertebereich von 30° bis 90° festgelegt. Eine fertigungstechnisch begründete Zwangsbedingung, dass zwei aufeinanderfolgende Lagen um jeweils 90° zueinander verdreht sind, außer es handelt sich um eine Umfangwicklung, wird integriert. Die untere Grenze von 30° wird gewählt, um später, auch ohne zusätzliche Pins und bei mäßiger Fadenspannung, eine Fertigung mittels Wickeltechnik zu ermöglichen, ohne dass es zu einem Verrutschen des Rovings kommt.

Die Lasten innerhalb des Faserverbundes werden berechnet und die Auslastung der Strukturen anhand der Kriterien einer maximal zulässigen Dehnung, maximal zulässiger Spannung und dem Versagenskriterien nach „Puck“ gemäß der Angaben in Tabelle 7.2 bewertet. Anhand dessen wird ein Sicherheitsfaktor an der jeweils kritischen Stelle gebildet, welcher als Zielgröße für die Optimierung gewählt wird, eine Variation mit maximiertem Sicherheitsfaktor stellt somit die bevorzugte Variante dar.

Die Optimierung des Lagenaufbaus wird im Kommenden automatisch erfolgen. Dazu wird eine Optimierung nach dem Multi-Objective Genetic Algorithm

7.3. Optimierung des Lagenaufbaus und Herstellung der Lagerschalen.

(MOGA) verwendet, welcher mit mehrstufiger Berechnung und Parameteranpassung arbeitet. Beginnend mit einer Elterngeneration werden weitere nachfolgende Generationen durch Kreuzung und Mutation der vorigen Generation gebildet und somit stetig optimiert.

7.3.2. Optimierung der Faserlagen

Mit dem beschriebenen Ansatz erfolgt die Optimierung des Lagenaufbaus. Dazu werden in der ersten Generation 150 Variationen erstellt und hinsichtlich ihrer Festigkeit bewertet. Die Kandidaten mit der höchsten Festigkeit werden zur Bildung einer neuen Generation verwendet. In jeder Iterationsstufe bzw. jeder Generation werden somit basierend auf den vorherigen Ergebnissen erneut 150 Variationen gebildet. Die Optimierung wird nach maximal 12 Iterationsstufen abgebrochen, sollte es vorher zu keiner Konvergenz der Zielgröße kommen.

Die Ergebnisse der Optimierung können Abbildung 7.4 entnommen werden. Dargestellt wird die Entwicklung des Sicherheitsfaktors an der kritischen Stelle der Stützstruktur, normiert auf das auftretende Maximum bei allen berechneten Variationen. Weiterhin werden die gemittelten Werte einer jeden Generation gegeben, um einerseits die einzelnen Generationen zu markieren und andererseits die Konvergenz der Zielgröße hervorzuheben.

Zu Beginn der Optimierung kommt es sowohl in der ersten als auch der zweiten Generation zu teils erheblichen Unterschieden in den Festigkeiten der untersuchten Strukturen, welche mit fortlaufender Entwicklung reduziert werden können. Darüber hinaus zeigt sich, dass die Festigkeiten der Lagerschale mit fortschreitendem Verlauf der Optimierung erhöht werden können. Dabei kann sowohl der Mittelwert einer jeden Generation als auch die maximale Festigkeit innerhalb der Variationen der Generation erhöht werden. Eine Konvergenz der Zielgröße tritt somit auf und wird in dem hier vorliegenden Fall nach 1476 Variationen erreicht, sodass die Optimierung beendet wird. Von der letzten Generation werden die 10 besten Kandidaten ausgewählt und im Nachfolgenden genauer analysiert.

Eine Auswertung der ausgewählten Kandidaten erfolgt in Abbildung 7.5, kreuzgewickelte Lagen werden hier als eine Doppellage mit dem jeweils positiven Wickelwinkel dargestellt. Dargestellt werden für jeden der 10 Kandidaten die jeweils ermittelten Faserwinkel pro Lage, um Trends darzustellen. Lage 1 entspricht dabei der Lage mit Kontakt zur Gleitschicht, Lage 8 entsprechend der Lage am Außenumfang. Dabei zeigt sich grundsätzlich, dass für die ersten

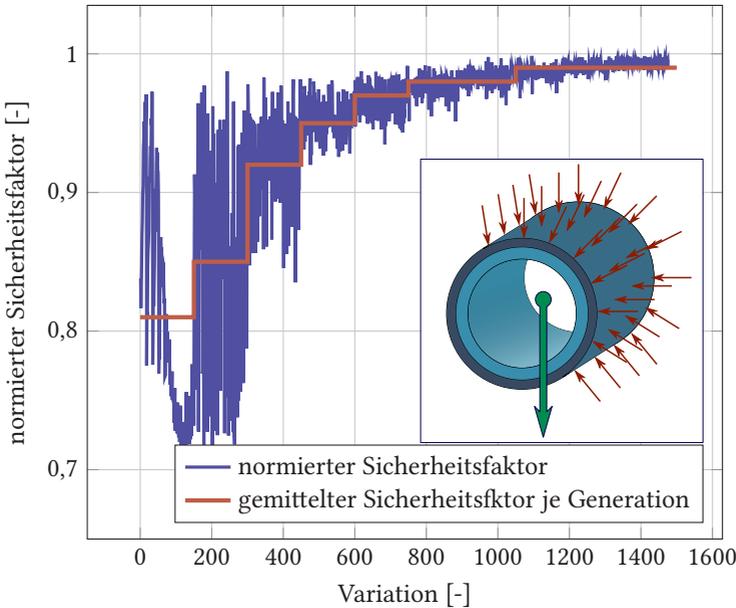


Abbildung 7.4.: Entwicklung des gewählten Optimierungskriteriums

zwei Lagen, sprich anliegend an der Gleitschicht, ein Faserwinkel von rund 30° als bevorzugt anzunehmen ist. Ein zweites Plateau mit konstantem bevorzugtem Faserwinkel von etwa 85° kann für die Lagen 6 bis 8 identifiziert werden. Zwischen diesen beiden Plateaus zeigt sich ein annähernd linearer Anstieg des Faserwinkels als bevorzugter Lagenaufbau. Der Verlauf für diesen abgeleiteten Lagenaufbau ist ebenfalls in Abbildung 7.5 dargestellt. Kandidat 4 weicht von dem genannten Aufbau ab, wobei sich das erste Plateau über die ersten vier Lagen streckt, ebenfalls gefolgt von einem linearen Anstieg hin zu einem zweiten Plateau von rund 85° für die Lagen sieben und acht. Die Tendenz im Lagenaufbau ist somit ähnlich zu den restlichen Kandidaten.

Dieser Lagenaufbau wird unter den oben genannten Randbedingungen und Lasten nochmals modelliert und berechnet, um die Festigkeit des abgeleiteten Lagenaufbaus zu überprüfen. Anschließend erfolgt ein Vergleich zwischen den ausgewählten Kandidaten und dem abgeleiteten Lagenaufbau (Lagenbezeichnung von Innen nach Außen) von $[\pm 30^\circ_2 / \pm 40^\circ / \pm 57^\circ / \pm 70^\circ / \pm 85^\circ_2 / 90^\circ_2]$.

7.3. Optimierung des Lagenaufbaus und Herstellung der Lagerschalen.

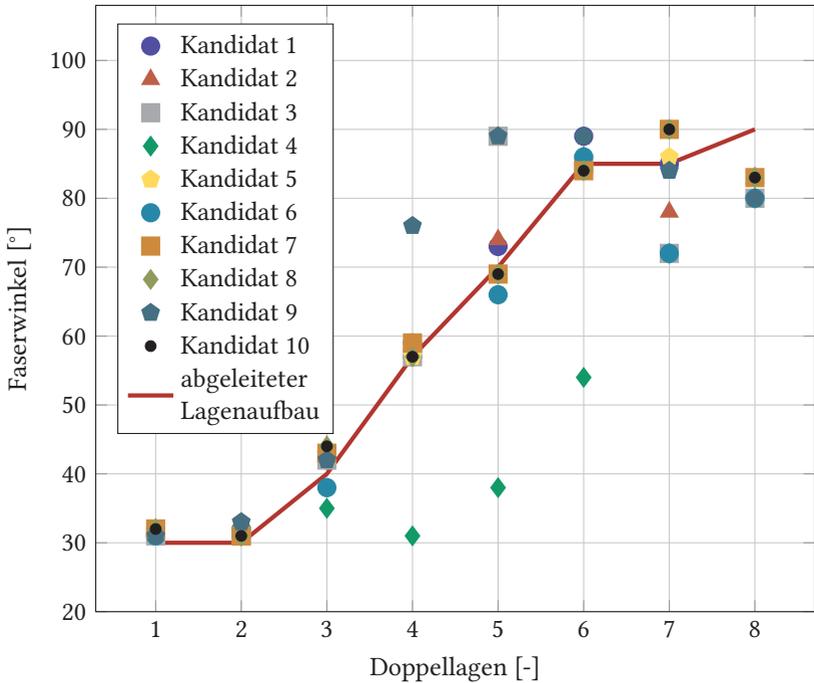


Abbildung 7.5.: Entwicklung des gewählten Optimierungskriteriums

Zum Vergleich wird erneut der Sicherheitsfaktor an der kritischen Stelle herangezogen und mit der besten Lösung der iterativen Optimierung verglichen. Die Festigkeit der ausgewählten Struktur erreicht hierbei 99 % der Festigkeit der besten Lösung der Optimierung und kann somit als Lagenaufbau für die Lagerschale verwendet werden.

Als Ergebnis dieses Abschnittes wird somit ein optimierter Lagenaufbau von $[\pm 30^{\circ}_2 / \pm 40^{\circ} / \pm 57^{\circ} / \pm 70^{\circ} / \pm 85^{\circ}_2 / 90^{\circ}_2]$ für die Lagerschale ermittelt, welcher sowohl aus fertigungstechnischen Aspekten als auch aufgrund der erwarteten Festigkeit im Folgenden verwendet wird. Die Lagen mit einem Faserwinkel von 30° sind dabei innenliegend, also im Kontakt zur Gleitschicht.

7.3.3. Wickeln der Lagerschalen

Gemäß des zuvor berechneten Lagenaufbaus werden im Folgenden die Stützschaalen hergestellt. Dazu werden, wie oben beschrieben, die Gleitlagerbuchsen auf Thermoplastbasis mit einem Endlosroving trocken umwickelt und so der berechnete Lagenaufbau erstellt. Verwendet wird dazu eine CNC-gesteuerte Faserwickelmaschine mit einstellbarer Fadenspannung. Da die Programmierung maschinenspezifisch ist, wird auf sie nicht detailliert eingegangen. Der Programmcode ist in Abschnitt C vollständig angegeben. An dieser Stelle erfolgt eine generelle Beschreibung der Vorgehensweise, sodass die Reproduzierbarkeit auch auf anderen Maschinen gegeben ist und die Ergebnisse dieser Arbeit überprüft beziehungsweise übernommen werden können.

Da das Wickeln der Stützschaale mit trockenen Fasern erfolgt und die Imprägnierung des Lagers in einem separaten Schritt mittels RTM erfolgt, muss die Fadenspannung beim Wickeln kontrolliert werden und verglichen zur Fadenspannung beim herkömmlichen Faserwickeln gering gewählt werden, da andernfalls eine zu hohe Kompaktierung der Fasern die spätere Imprägnierung erschwert und das Risiko einer unvollständigen Imprägnierung erhöht. Hingegen kann eine zu geringe Fadenspannung dazu führen, dass die gewickelte Struktur auf dem Dorn verrutscht und sich der Lagenaufbau verzieht. Daher wird in dieser Arbeit die Fadenspannung während des Prozesses mehrfach angepasst und beim Wechsel auf einen neuen Faserwinkel kurzzeitig erhöht, sodass die Struktur besser auf dem Dorn fixiert wird. Zusätzlich erfolgt dabei eine Drehung um 360° , sodass die darunterliegende Struktur effektiv fixiert wird. Vorteilhaft an dieser Methode ist, dass die geringe Fadenspannung im Bereich des Lagers eine gute Imprägnierung ermöglicht, die Struktur jedoch während des Wickelns durch die Wendepunkte und zusätzlichen Drehungen fixiert wird. Der dabei angestrebte Faservolumengehalt der Stützstruktur wird durch diese Herstellungsmethode sichergestellt.

Im Rahmen einer Vorversuchsreihe wurden die zu verwendenden Fadenspannungen ermittelt. Dazu wurden beide Fadenspannungen, die Fadenspannung in den Wendepunkten und die Fadenspannung im Mittelteil, stufenweise reduziert, um so für beide einen möglichst geringen Wert zu ermitteln, ohne dass es zu einer Verschiebung des Lagenaufbaus kommt. Als Ergebnis dieser Vorversuche wurde für die Wendepunkte eine Fadenspannung von 15 N und für die Wicklung des Mittelteils eine Fadenspannung von 10 N ermittelt, welche nachfolgend für die Herstellung aller Lagerbuchsen verwendet werden.

7.3. Optimierung des Lagenaufbaus und Herstellung der Lagerschalen.

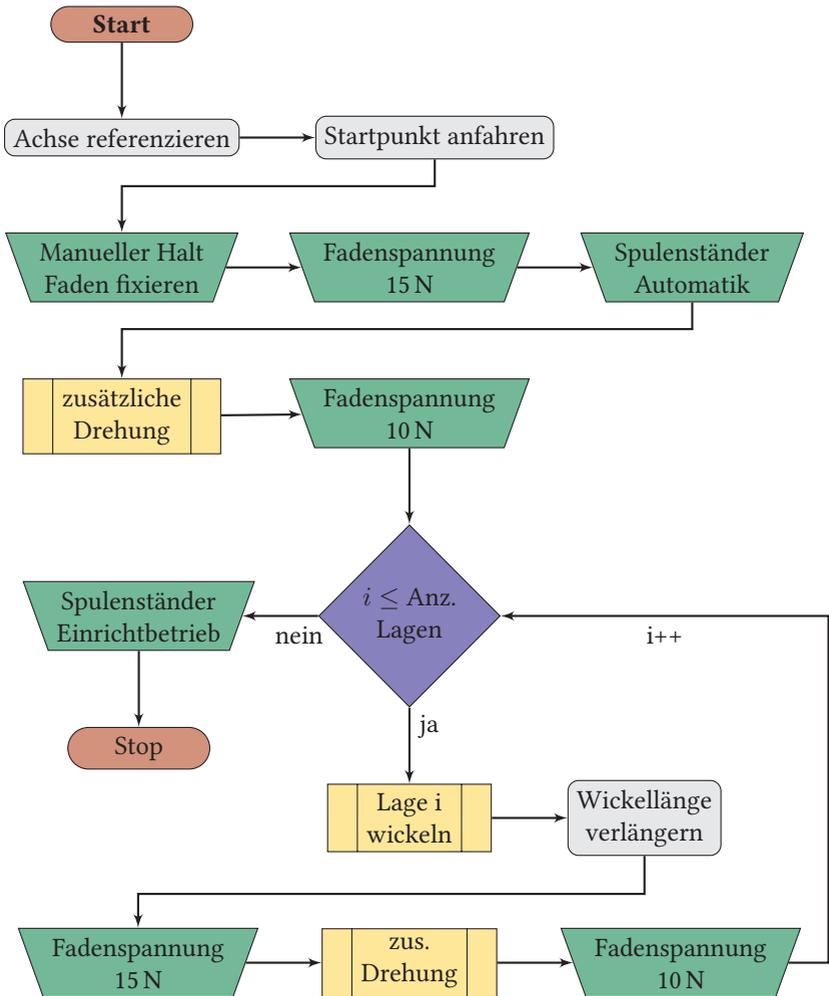


Abbildung 7.6.: Flussdiagramm des Vorgehens zum Wickeln der Stützstruktur

Da beim Wickeln mit Fadenwinkeln von weniger als 90° ein Richtungswechsel notwendig ist, kommt es zu Aufdickungen im Wendebereich des Fadens. Da die Position des Wendebereiches von der Wickellänge der Lage abhängt, summieren sich die Aufdickungen aller Lagen auf, was zu stark unterschiedlichen Querschnitten in der Wickelstruktur führt. Da stark unterschiedliche Querschnitte auf dem Dorn zu einem Verrutschen des Fadens führen können und sich der Faden gegebenenfalls nicht vollständig auf der darunterliegenden Lage ablegt, erfolgt in dieser Arbeit eine Anpassung der Wickellänge für jede Lage. Dazu wird die Wickellänge einer jeden Lage um je 4 mm verlängert, sodass der Wendebereich des Fadens mit jeder Lage weiter außen liegt und sich die Aufdickungen gleichmäßig über den Dorn verteilen. Eine Übersicht des Vorgehens beim Wickeln der Stützstruktur wird anhand eines Flussdiagramms in Abbildung 7.6 gegeben. Die daraus entstehende Wickelstruktur wird mit samt des Wickeldorns in ein eigens angefertigtes RTM-Werkzeug eingelegt und anschließend imprägniert.

7.3.4. Imprägnierwerkzeug der Lager

Die Imprägnierung der Lagerschalen erfolgt im Rahmen dieser Arbeit mittels RTM, da sich hierbei aufgrund des Prozessdrucks die trocken gewickelten Fasern gut imprägnieren lassen und eine Fertigung auf Endmaß möglich ist. Grundsätzlich lassen sich die hier gewonnenen Ergebnisse auch auf andere Imprägnierprozesse übertragen, solange die Weiterverarbeitung unter vergleichbaren Prozessbedingungen erfolgt. Nachfolgend wird eine kurze Beschreibung des konstruierten RTM-Werkzeugs gegeben.

Entworfen wird im Rahmen dieser Arbeit ein zweiteiliges RTM-Werkzeug, in welches der Wickeldorn aus dem vorangegangenen Arbeitsschritt eingelegt und die gewickelte Struktur imprägniert wird. Eine Explosionszeichnung der Konstruktion kann Abbildung 7.7 entnommen werden. Das Werkzeug besteht aus zwei Werkzeughälften (Pos. 1, Pos. 2), welche mittels Schraubverbindung während der Imprägnierung verschlossen werden. Eine umlaufende Dichtschnur, gelegt um die Kavität, verschließt diese und zwei zusätzliche O-Ringe, welche an die Enden des Wickeldorns (Pos. 3) aufgezogen werden, unterstützen die Positionierung des Wickeldorns in der Kavität. Da die Aushärtung der Lagerschalen bei erhöhten Temperaturen oberhalb von 130°C erfolgt, werden Dichtschnüre aus Fluorkautschuk ausgewählt, sodass auch während der Aushärtung die Dichtigkeit des Werkzeugs sichergestellt ist. Beide Werkzeughälften werden auf vier zylinderförmigen Führungen (Pos. 4) befestigt,

7.3. Optimierung des Lagenaufbaus und Herstellung der Lagerschalen.

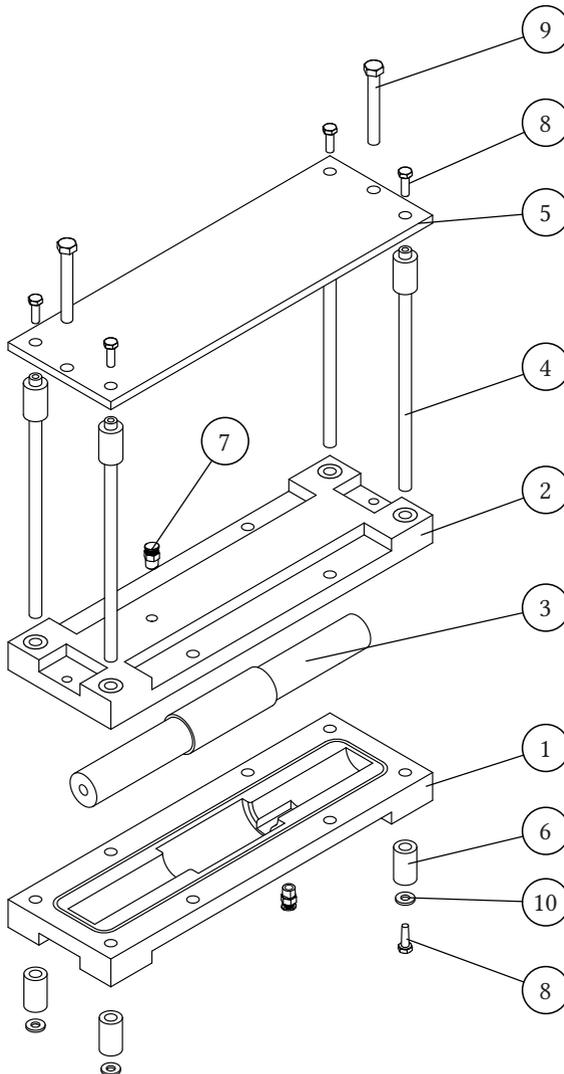


Abbildung 7.7.: Explosionszeichnung des konstruierten RTM-Werkzeugs

sodass die Montage und Demontage des Werkzeugs vereinfacht wird. Eine Stützplatte (Pos. 5) am oberen Ende der Führungen versteift die Konstruktion und wird mittels Schraubverbindungen (Pos. 8) an den Führungen fixiert. An dieser Stützplatte kann die obere Werkzeughälfte mittels weiterer Schrauben fixiert werden, sodass das Werkzeug offengehalten werden kann, wenn dieses für die Imprägnierung vorbereitet wird, oder der umwickelte Dorn eingelegt wird. Das Werkzeug steht erhöht auf Füßen (Pos. 6, Pos. 10), um einen vereinfachten Zugang zur Unterseite des Werkzeugs zu ermöglichen. Der Harzeinlass und Harzauslass in die Kavität erfolgt über Schlauchdurchführungen (Pos. 7), sodass eine schnelle Werkzeugreinigung durch Austausch der daran angeschlossenen Schläuche ermöglicht wird. Die Werkzeughälften verfügen im Bereich der Schlauchdurchführungen über eine Aussparung innerhalb der Kavität, wo sich am Einlass das einströmende Harz widerstandslos verteilen kann und am Auslass sich ansammelnde Luft aus dem Werkzeug entfernt werden kann.

Um während der Imprägnierung einen Harzfrontverlauf zu erhalten, welcher die Imprägnierung der gesamten Wickelstruktur ermöglicht, werden der Harzeinlass und Harzauslass diagonal zueinander positioniert. Die Imprägnierung erfolgt immer durch die untere Schlauchdurchführung, woraus ein Harzfrontverlauf resultiert, welcher die Wickelstruktur diagonal von unten nach oben durchdringt. Eventuell im Werkzeug vorhandene Luft kann so vor der Harzfront aus der Kavität gedrängt werden und Lufteinschlüsse innerhalb der Lagerschalen vermieden werden. Weiterhin wird das gesamte Werkzeug während der Imprägnierung schräg aufgestellt, so, dass die Werkzeugeite mit Harzauslass erhöht steht und eingeschlossene Luft besser entfernt wird.

7.3.5. Imprägnierung und Aushärtung der Lagerschalen

Sowohl die Wickelwelle als auch die Werkzeugschalen werden zu Beginn des Herstellungsprozesses mit Aceton gereinigt und anschließend mit einem temperaturbeständigen und silikonfreien Trennmittel behandelt, sodass eine Bauteilentformung nach der Aushärtung möglich ist. Die trocken gewickelten Wellen samt Buchse werden in das Werkzeug eingelegt und das Werkzeug anschließend verschlossen und mittels Schraubverbindungen fixiert.

Die Imprägnierung erfolgt in einem mehrstufigen Prozess, wobei die Kavität zunächst über den Harzauslass evakuiert wird. Im Werkzeug eingeschlossene Luft wird so entfernt und die Dichtigkeit des Werkzeugs kann ferner überprüft werden. Da der Fließwiderstand zu Beginn der Imprägnierung verhältnismäßig

7.3. Optimierung des Lagenaufbaus und Herstellung der Lagerschalen.

gering ist, kann eine Formfüllung anfangs auch mittels eines geringen Druckgradienten erfolgen, ein zu hoher Injektionsdruck kann in dieser Phase zu einer ungleichmäßigen Imprägnierung der Fasern führen. Erst mit voranschreitender Harzfront steigt der Fließwiderstand und eine höhere Druckdifferenz ist vonnöten. Dieses Verhalten aufgreifend erfolgt die Imprägnierung der Wellen zu Beginn lediglich über einen Vakuumanschluss am Harzauslass und später über eine Kombination von Vakuum am Auslass und angelegtem Überdruck am Einlass. Aufgrund der Prozessschwankungen, ist die Definition von festen Zeitabständen zum Umschalten der Drücke hier nicht zielführend. Aus diesem Grund wird hier der aktuelle Füllgrad der Kavität zur Bestimmung des Umschaltzeitpunktes verwendet, was sich in Vorversuchen als geeignetes Maß erwiesen hat. Sobald die Kavität zu einem Drittel gefüllt ist, wird mit der Druckbeaufschlagung auf der Injektionsseite begonnen. Während dieser Zeitpunkt noch präzise optisch über den Füllstand des Harzreservoirs ermittelt werden kann, ist die anschließende weitere Füllstandkontrolle nicht mehr möglich, da das Reservoir zur Druckbeaufschlagung in einem metallischen Druckbehälter platziert werden muss. Alternativ wird in dieser Phase der Harzdurchfluss verwendet, um den Druck entsprechend nachzuregeln und bei voranschreitender Harzfront stückweise zu erhöhen. Der Druck wird dabei in Inkrementen von 0,05 MPa erhöht und der Maximaldruck auf 0,45 MPa zum Ende der Imprägnierung begrenzt. Um Einflüsse von eventuell eingeschlossenen Gasblasen zu reduzieren, wird nach vollständiger Durchtränkung der Fasern der Harzauslass verschlossen und Harz mit dem genannten Maximaldruck in die Kavität nachgedrückt. Das Werkzeug wird anschließend in einen auf 150 °C vorgeheizten Umluftofen platziert und das Bauteil dort für mindestens 10 h ausgehärtet. Erläuterungen zur Herleitung der eingestellten Ofentemperatur werden im folgenden Abschnitt gegeben.

Wärmeverlauf im Werkzeug Aufgrund der gewählten Herstellungsmethode und der Verwendung eines aus Stahl gefertigten RTM-Werkzeugs, welches zur Aushärtung in einem Umluftofen platziert wird, muss der Frage nachgegangen werden, welche Wärmeverteilung sich im Inneren des Werkzeugs ergibt und wie lange die Aufheizung der Kavität dauert. Die Konstruktion des Werkzeugs wird zu einer verzögerten Wärmeleitung ins Innere führen, sodass das Harzsystem nicht unmittelbar der eingestellten Ofentemperatur ausgesetzt sein wird. Daher wird im Folgenden bestimmt, mit welcher zeitlichen Verzögerung die Kavität im Inneren aufheizt wird, um eine Anpassung der Randbedingungen zur Aushärtung vorzunehmen.

Kapitel 7. Konzept zur Herstellung der Gleitlager.

Tabelle 7.3.: Vergleich der Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit von Stahl, Glycerin und verschiedenen Epoxidharzen

Werkstoff	Wärmekapazität	Wärmeleitfähigkeit	Referenz
Stahl	$460 \text{ J kg}^{-1} \text{ K}^{-1}$	$45 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$	[BJN11]
Glycerin	$2458 \text{ J kg}^{-1} \text{ K}^{-1}$ bis $2687 \text{ J kg}^{-1} \text{ K}^{-1}$	$0,2869 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$ bis $0,2947 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$	[SRS19]
Epoxidharz	$1360 \text{ J kg}^{-1} \text{ K}^{-1}$ bis $2100 \text{ J kg}^{-1} \text{ K}^{-1}$	$0,1 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$ bis $0,25 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$	[SRS19]

Zu diesem Zweck wird die Wickelwelle in das RTM-Werkzeug eingelegt und ein Temperaturfühler im Inneren der Kavität platziert. Zusätzlich wird ein zweiter Temperaturfühler außerhalb des Werkzeugs platziert, sodass die tatsächliche Ofentemperatur während des Versuchs aufgezeichnet werden kann. Um eine bessere Vergleichbarkeit mit der späteren Herstellung der Gleitlager zu schaffen, wird die Kavität mit Glycerin befüllt. Glycerin bietet sich hierbei als Ersatzmaterial an, da die Temperaturfühler nach Versuchsende entfernt und gereinigt werden können und es außerdem sowohl eine vergleichbare Wärmekapazität als auch Wärmeleitfähigkeit im Vergleich zu Epoxidharz aufweist. Hingewiesen sei an dieser Stelle auf die Arbeit von [SRS19], in welcher beide Parameter für Glycerin und verschiedene Epoxidharzsysteme experimentell ermittelt wurden. In Tabelle 7.3 wird eine Übersicht über die thermischen Parameter für Glycerin und Epoxidharz gegeben, wobei für beide Parameter Wertebereiche angegeben werden, welche sich beim Epoxidharz auf verschiedene Reaktionsgrade und beim Glycerin auf verschiedene Temperaturen im Bereich von $40 \text{ }^\circ\text{C}$ bis $100 \text{ }^\circ\text{C}$ beziehen. Verglichen werden diese Werte zusätzlich zu den entsprechenden Werten eines ferritischen Stahls.

Es zeigt sich, dass sowohl Unterschiede in der Wärmekapazität als auch der Wärmeleitfähigkeit zwischen Glycerin und Epoxidharz vorliegen, diese jedoch im Vergleich zu den Werten des Stahls vernachlässigbar gering sind. Somit kann Glycerin in diesem Fall als Ersatzmaterial verwendet werden, die Unterschiede zwischen dieser Versuchsreihe und der späteren Gleitlagerproduktion werden entsprechend vernachlässigbar gering ausfallen. Die Überprüfung des Wärmeverlaufs innerhalb der Kavität erfolgt in einem vorgeheizten Umluftofen bei eingestellten $150 \text{ }^\circ\text{C}$ und die Messdauer beträgt rund 24 h. Die Frischluft-

7.3. Optimierung des Lagenaufbaus und Herstellung der Lagerschalen.

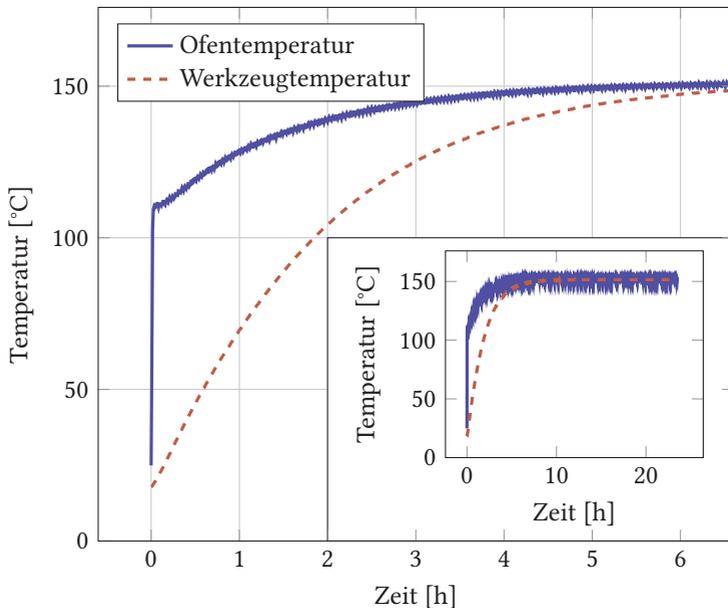


Abbildung 7.8.: Wärmeverlauf innerhalb der Kavität des RTM-Werkzeugs bei einer Ofentemperatur von 150 °C

zufuhr wird abgestellt, sodass eine möglichst schnelle Aufheizung erfolgt. Es werden drei Messungen durchgeführt und die jeweils gemittelten Temperaturen des Ofens und innerhalb der Kavität können Abbildung 7.8 entnommen werden. Der Abbildung sind sowohl die Temperaturverläufe für die ersten sechs Stunden als auch für die gesamte Messdauer zu entnehmen. Da sich nur geringfügige Unterschiede zwischen den Vergleichsmessungen zeigen, kann der ermittelte Wärmeverlauf im Inneren somit direkt auf die spätere Herstellung mit imprägnierten Strukturen übertragen werden.

Beim Einlegen des Werkzeugs in den Ofen, kommt es zu einem anfänglichen Temperaturabfall, sodass die Ofentemperatur zu Beginn des Versuchs etwa 110 °C beträgt. Die Temperatur im Ofen steigt im weiteren Verlauf an, es werden jedoch rund 4 h benötigt, bis die eingestellte Ofentemperatur außerhalb des Werkzeugs wieder erreicht wird. Dies lässt sich einerseits mit einem erfolgten Luftaustausch während des Einlegens des Werkzeugs erklären und andererseits mit der verzögerten Aufheizung des Werkzeugs und entsprechender Wärmeauf-

nahme. Auch zeigt sich, dass die Temperatur innerhalb der Kavität verzögert ansteigt, was der anfänglichen Vermutung entspricht. Die Solltemperatur stellt sich innerhalb der Kavität etwa 6 h nach Versuchsbeginn ein.

Aus diesen Ergebnissen kann abgeleitet werden, dass eine Abweichung von den vom Hersteller vorgegebenen Härtezyklen für das Harzsystem (vgl. Seite 60) vorgenommen werden muss. Gemäß des Herstellers wird für die Härtung anfänglich eine Temperaturstufe von 120 °C für mindestens 2 h vorgeschlagen, erst anschließend wird eine Erhöhung der Temperatur empfohlen. Weiterhin ergibt sich eine Einschränkung der möglichen Temperaturen aufgrund des verwendeten Trennmittels und der für die Imprägnierung notwendigen Schläuche. Aufgrund dessen müssen Härtezyklen mit Temperaturen oberhalb von 150 °C ausgeschlossen werden. Diese Randbedingungen zusammenfassend wird daher, gleich zu den gezeigten Vorversuchen, die Aushärtung der Lagerbuchsen in einem auf 150 °C vorgeheizten Umluftofen vorgenommen. Die maximal zulässige Temperatur wird so nicht überschritten, ebenso ist die Temperatur innerhalb der Kavität zu Beginn der Aushärtung nicht zu hoch.

7.3.6. Bewertung der Lagerherstellung

Das vorgestellte Herstellungsverfahren zeigt grundsätzlich einen vielversprechenden Ansatz zur Produktion der Gleitlager, auch in industriellem Maßstab. Eine Darstellung der einzelnen Herstellungsschritte kann Abbildung 7.9 entnommen werden. Die Aufteilung der Herstellung, dabei insbesondere die Trennung der Wicklung der trockenen Endlosrovings von der erst später erfolgenden Imprägnierung der Struktur, erhöht die Flexibilität der Herstellung. Die trocken gewickelten Gleitlagerrohlinge lassen sich hierbei verhältnismäßig einfach in umliegende Strukturen aus FVK integrieren. Eine Verbindung zwischen den Lagern und den Bauteilen kann durch textile Verfahren erfolgen und als Gesamtstruktur in einem Schuss imprägniert werden. Grenzschichten zwischen Lager und Struktur können so vermieden werden, welche allgemein einen negativen Einfluss auf die Festigkeit nehmen, da dort beispielsweise Steifigkeitsunterschiede oder mögliche Startpunkte für Risse bei dynamischen Belastungen vorliegen.

Ebenso können die gewickelten Strukturen gezielt so ausgelegt werden, dass äußere Lasten optimal in der Stützstruktur aufgenommen werden. Verglichen zu Fertigungsverfahren von FVK basierend auf flächigen Textilien und deren Stapelung, können bei gewickelten Strukturen die äußeren Lasten des Lagers

in Ebene der Einzelschichten eingeleitet werden und nicht senkrecht zur Stapelenebene. Das Auftreten von Beulung und Knicken von Fasern kann somit reduziert werden und die Last besser in der Struktur verteilt werden.

Bilder der einzelnen Herstellungsschritte der gesamten Fertigungskette sind als Übersicht in Abbildung 7.9 gegeben. Beginnend beim hergestellten Extrudat hin zu den bearbeiteten Gleitlagern wird die Fertigung nachgezeichnet.

7.4. Prüfung der Gleitlager

Nach der erfolgreichen Herstellung der Gleitlager werden diese unter mechanischen Lasten überprüft, wobei insbesondere die Qualität der Anbindung dabei von großem Interesse ist. Produzierte Gleitlager werden dazu unter quasi-statischen Lasten beansprucht und Scherkräfte in der Anbindungszone hervorgerufen, bis es zu einem Versagen der Lager kommt. Detaillierte Ausführungen folgen in den kommenden Abschnitten.

7.4.1. Haftfestigkeit der Gleitschicht

Bei der Verarbeitung der Gleitlager mit einer Gleitschicht auf Basis von PEEK zeigt sich, dass die Anbindung zwischen Gleitschicht und umgebender Stützschaale nur unzureichend ist. Die beim Drehen und Abstechen der Einzellager wirkenden Kräfte führen beim überwiegenden Anteil der Probenkörper zu einer Trennung der Anbindung und die Gleitschicht löst sich aus der Stützschaale heraus. Widersprüchlich zu den bisher gezeigten Versuchsergebnissen aus Abschnitt 6.1, welche eine mögliche und ausreichende Schubfestigkeit der Verbindung nachweisen, muss somit von möglichen Störfaktoren bei der Herstellung der Gleitlager ausgegangen werden. Folgende Ursachen für eine verschlechterte Anbindung kommen dabei in Frage:

Werkzeugtemperatur Wie bereits gezeigt, steigt die Temperatur im Inneren des Werkzeugs nur verzögert an und erst nach rund 6 h wird die Solltemperatur innerhalb des Werkzeugs erreicht. Da die Temperatur einen entscheidenden Einfluss auf die Ausbildung der SIPNs nimmt, was in Abschnitt 6.2 gezeigt wird, kann der verzögerte Temperaturanstieg die Ausbildung der SIPNs hemmen und somit die Haftfestigkeit der Anbindung herabsetzen.



Extrudat



Rohling der Buchse



Lagerschale



Rohling des Gleitlagers



Gleitlager

Abbildung 7.9.: Übersicht über die einzelnen Schritte der Gleitlagerproduktion

Additive Die verwendeten Additive, welche in großen Mengen den Compounds beigemischt werden, führen zu einer Reduktion der maximal möglichen Haftfestigkeit. Typische Volumenanteile für die Additive im Bereich von 15 vol.% bis 40 vol.% müssen bei der maximalen Haftfestigkeit berücksichtigt werden. Additive wie PTFE, Graphit, C-Fasern oder ähnliches gehen keine Verbindung zum Epoxidharz ein und reduzieren somit die zur Ausbildung der SIPNs notwendige Oberfläche im Kontaktbereich zwischen Gleitschicht und Stützschale.

Lufteinschlüsse Obwohl bei der Imprägnierung bereits auf eine langsame und gleichmäßige Fließgeschwindigkeit geachtet wird, sodass im Werkzeug eingeschlossene Luft neben der vorherigen Evakuierung bestmöglich durch das einfließende Harz verdrängt wird, zeigen sich stellenweise Luftporen im Kontaktbereich der Stützschale und Gleitschicht. Auch diese reduzieren die zur Verfügung stehende Oberfläche zur Ausbildung von SIPNs und somit der Haftfestigkeit.

Teilkristallinität Da es sich bei PEEK um einen teilkristallinen Werkstoff handelt, muss eine unterschiedliche Löslichkeit der amorphen und kristallinen Bereiche berücksichtigt werden. Die kristallinen Bereiche werden aufgrund ihrer Struktur weniger gut löslich sein als die amorphen Bereiche und nicht für eine Ausbildung einer Anbindung geeignet sein.

Aufgrund des Lösens der Gleitschicht bei der Verarbeitung steht hier nur eine begrenzte Anzahl an Probenkörper für die Bestimmung der Haftfestigkeit zur Verfügung. Die daraus gewonnenen Ergebnisse liefern jedoch Ansätze zur Erklärung der verminderten Haftfestigkeit verglichen zu den Proben aus Abschnitt 6.2. Die Prüfung der Haftfestigkeit erfolgt dabei über die Ermittlung der Scherfestigkeit in der Anbindungszone, wozu ein Versuchsaufbau nach Abbildung 7.10 verwendet wird. Um eine Belastung der Stützschale durch ein Aufsetzen des Stempels zu vermeiden und eine Positionierung des Stempels innerhalb der Gleitbuchse zu erleichtern, werden die Außendurchmesser des Stempels entsprechend kleiner als die Innendurchmesser der Gleitschicht beziehungsweise der Stützschale gefertigt. Die jeweiligen Radien sind entsprechend 1 mm kleiner gewählt.

Aufgezeichnet wird während der Prüfung die Verformung in mm und die aufgebrachte Kraft in N. Da zu erwarten ist, dass die gewickelte Stützschale während der Aushärtung schrumpft, wird sich eine Pressverbindung zwischen Stützschale und Gleitbuchse einstellen. Die zur Überwindung dieser Pressverbindung notwendige Kraft wird im dargestellten Versuch ebenfalls ermittelt,

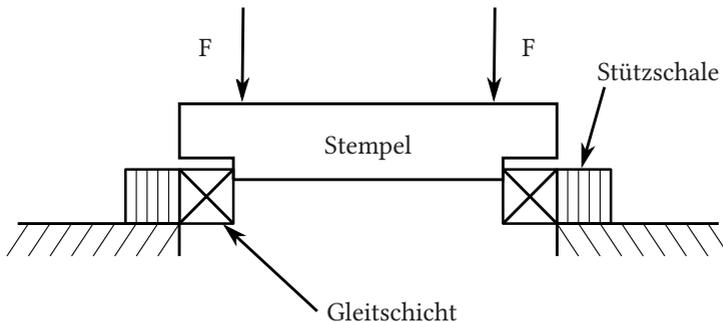


Abbildung 7.10.: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus für die Scherprüfung der Gleitschichtenanbindung

sodass die Prüfung auch nach Erreichen der maximalen Kraft weitergeführt wird. Als Abbruchkriterium wird daher eine Verformung von 15 mm gewählt. Vor Beginn der Messwertaufzeichnung wird eine Vorkraft von 25 N aufgebracht, welche mit einer Geschwindigkeit von 10 mm min^{-1} angefahren wird. Als Prüfgeschwindigkeit wird ein Wert von 5 mm min^{-1} gewählt.

Proben auf Basis von PEEK

Für die untersuchten Proben auf Basis von PEEK zeigt sich, dass die ermittelten Werte einer hohen Schwankung unterliegen und teilweise stark voneinander abweichen. Als maximal ertragbare Kraft werden Werte im Bereich von 200 N bis 4200 N gemessen, die zugehörigen Verformungen bei maximalen Kraftwerten liegen im Bereich von 1 mm bis 2 mm.

Das Kraft-Weg-Diagramm einer beispielhaften Probe ist in Abbildung 7.11 dargestellt. Die maximale Kraft beträgt etwa 4200 N bei einer Verformung von 1,9 mm. Nach Überschreitung des Maximums erfolgt ein Kraftabfall, welcher sich anschließend auf ein Niveau von rund 200 N einstellt. Bei voranschreitendem Austreiben der Buche aus der Stützschale kommt es zu einem annähernd linearen Abfall der notwendigen Kraft hin zum Versuchsende, woraus die notwendige Kraft zur Überwindung der aus der Schrumpfung entstehenden Spannungen zu etwa 200 N abgeleitet werden kann. Bezogen auf die wirkende Fläche entspricht dies einer äquivalenten Spannung von 0,06 MPa, die Haftfestigkeit der untersuchten Probe entsprechend 1,22 MPa.

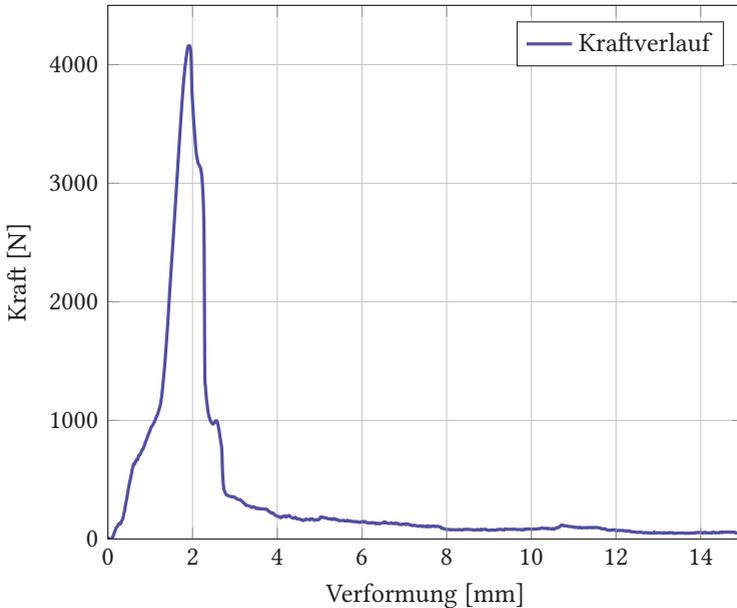


Abbildung 7.11.: Kraft-Weg-Diagramm einer beispielhaften Probe zur Bestimmung der maximalen Scherfestigkeit der Anbindung zwischen Stützschaale und Gleitschicht auf Basis von PEEK

Verglichen zu den in Abschnitt 6.2 ermittelten Haftfestigkeiten zeigt sich ein signifikanter Abfall, welcher nachfolgend genauer untersucht wird. Nach Durchführung der Messung erfolgt eine Auswertung der freigelegten Oberfläche der Gleitbuchse, da sich hier stellenweise charakteristische Abdrücke zeigen. Die Aufnahme eines beispielhaften Abdrucks ist in Abbildung 7.12 gezeigt, zusätzlich wird das Wickelmuster der ersten Lage exemplarisch als weißes Raster über die Aufnahme gelegt. Detailaufnahmen dieser charakteristischen Bereiche zeigen stellenweise die Anhaftung von C-Fasern, exemplarisch in Abbildung 7.13 dargestellt. Ebenso lassen sich die genannten Bereiche durch mechanische Kräfte lokal entfernen, was auf eine oberflächliche Anhaftung auf der Gleitbuchse schließen lässt.

Diese drei Merkmale, der charakteristische Winkel, die Anhaftung von C-Fasern und die Möglichkeit zur Entfernung durch mechanische Kräfte, lassen darauf schließen, dass es sich hierbei um Ablagerungen von Epoxidharz



Abbildung 7.12.: Charakteristischer Abdruck auf der Gleitbuchse mit zusätzlich dargestelltem Wickelmuster als überlagertes Raster

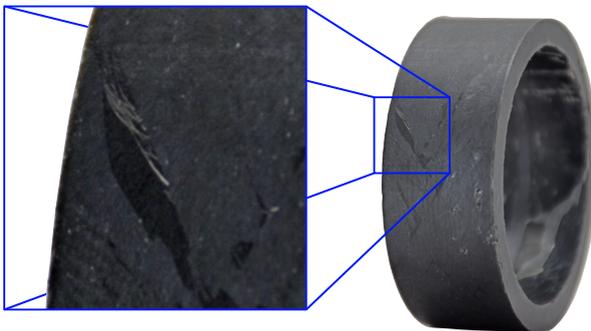


Abbildung 7.13.: Faseranhaftungen an der Gleitbuchse nach Prüfung der Scherfestigkeit der Anbindung

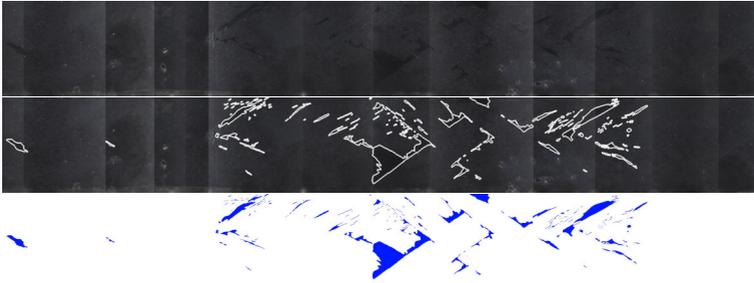


Abbildung 7.14.: Abbildung der gesamten Oberfläche einer Gleitlagerbuchse durch Zusammenfügen mehrerer Einzelbilder, Hervorhebung der Bereiche durch weiße Umrandung und als blau eingefärbter Ausschnitt

handelt und eine Verbindung – wenn auch lokal stark begrenzt – zwischen Stützschale und Gleitbuchse bei der Aushärtung entsteht. Da die Anbindung jedoch nur einen geringen Anteil der gesamten Oberfläche abdeckt, erklärt dies, dass die im Versuch ermittelte Scherfestigkeit der Anbindung von den Ergebnissen der Vorversuche in Abschnitt 6.2 abweicht. Diese Überlegung aufgreifend erfolgt eine weiterführende Analyse der gesamten Oberfläche der Anbindungszone bei den herausgetrennten Gleitbuchsen. Die gesamte Oberfläche der Buchsen wird dazu gleichmäßig in 30 Abschnitte unterteilt und diese jeweils einzeln fotografiert. Die Einzelbilder werden im Anschluss zu einem Gesamtbild zusammengefügt, wobei optische Verzerrungen durch die Krümmung der Oberfläche bestmöglich ausgeglichen werden und die Positionierung der Einzelbilder zueinander durch sich überschneidende Bereiche erfolgt. Die so entstehende Abbildung der gesamten Oberfläche der Probe aus Abbildung 7.11 kann Abbildung 7.14 entnommen werden.

Mittels der bereits in Kapitel 6 erwähnten Software *ImageJ* werden die Bildbereiche der Harzanhaftungen identifiziert und optisch hervorgehoben, was ebenfalls in Abbildung 7.14 gezeigt wird. Die Darstellung erfolgt dabei einerseits als weiße Umrandung der Bereiche, andererseits als blau eingefärbter Ausschnitt der Bereiche ohne umliegende Bereiche. Der Anteil der so ermittelten Bildbereiche wird ergänzend durch die Software ermittelt und beträgt im hier gezeigten Fall 3,5 %. Für alle untersuchten Proben liegt der Anteil in einem Bereich von 2,9 % bis 3,7 %.

Die gezeigten Bereiche lassen sich dabei über die gesamte Oberfläche verteilt identifizieren, jedoch mit einer verstärkten Ansammlung in einem Teilbereich der zusammengesetzten Aufnahme. Aufgrund der Vielzahl der erfolgten Zwischenschritte von der Herstellung der Gleitlager bis zur Testung, kann keine Zuordnung dieser Bereiche zu der geometrischen Ausrichtung der Buchse im Imprägnierwerkzeug erfolgen. Ferner muss darauf hingewiesen werden, dass sich die verwendete Methode besonders zur Bestimmung großflächiger Strukturen eignet, die Identifizierung kleinerer Strukturen jedoch aufgrund des Größenunterschieds zur Gesamtprobe schwierig ist und erst bei Verwendung einer höheren relativen Auflösung der Bilder möglich wäre. Das Zusammenstellen der Einzelbilder, die dabei entstehende Datenmenge und Dateigröße des Gesamtbildes würde jedoch die Auswertung der Bilder erheblich erschweren und erfolgt daher an dieser Stelle nicht. Weiterführend werden die untersuchten Compounds jedoch mittels DSC untersucht, um Rückschlüsse auf die kristallinen Bereiche ziehen zu können. Die Ergebnisse können Abschnitt 7.4.2 auf 159 entnommen werden.

Proben auf Basis von PSU

Der in Abbildung 7.10 dargestellte Versuchsaufbau wird ebenfalls für die Proben auf Basis von PSU durchgeführt. Da sich bei diesen Proben eine bessere Anbindung zwischen Gleitschicht und Stützschaale – verglichen zu den Proben auf Basis von PEEK – zeigt und es bei keiner der vorliegenden Proben zu einer Trennung beider Schichten bei der mechanischen Bearbeitung kommt, kann davon ausgegangen werden, dass diese Proben eine höhere Lastaufnahme ertragen. Gleich zur Versuchsreihe der Proben auf Basis von PEEK wird eine Vorkraft von 25 N mit einer Geschwindigkeit von 10 mm min^{-1} aufgebracht und eine Prüfgeschwindigkeit von 5 mm min^{-1} gewählt. Verglichen zu der vorherigen Probenreihe, muss das Abbruchkriterium für die Prüfung angepasst werden und ein Rückgang der aufzubringenden Kraft auf 60 % der Maximalkraft wird gewählt. Eine Anpassung des Abbruchkriteriums wird aufgrund des sich einstellenden Versagensbildes notwendig, welches später noch ausführlicher erläutert wird. Da die Grenzschicht lokal stark begrenzt versagt, kommt es nach dem ersten Versagen zu einer ungleichmäßigen Krafteinleitung in die Probe, wodurch der Stempel bei zunehmender Prüfdauer eine zunehmende Neigung bezogen auf die Lagerachse aufweist. Im Versagensbereich der Grenzschicht kommt es zu plastischen Verformungen der Gleitschicht, welche die Neigung des Stempels verstärkt. Somit kommt es bei fortschreitender Versuchsdurchfüh-

rung zu einer zunehmend ungleichmäßigen Lasteinleitung und Lastverteilung in der Grenzfläche. Bei größeren Verformungen kommt es zusätzlich zu einer Querlast in der Stützschaale und somit insgesamt zu einem komplexen dreidimensionalen Spannungszustand, welcher nicht bestimmt werden kann. Die aufgezeichnete Kraft kann damit bei fortschreitendem Versuch immer weniger einem definierten Spannungszustand zugeordnet werden und eine Auswertung der Daten immer weniger genau erfolgen. Daher erfolgt die Anpassung des Abbruchkriteriums auf einen Kraftabfall auf 60 % der Maximalkraft.

Ein beispielhafter Kraftverlauf einer untersuchten Probe auf Basis von PSU kann Abbildung 7.15 entnommen werden. Nach einem anfänglichen flachen Anstieg der Kraft-Weg-Kurve, wo es zu einem Ausgleich von geometrischen Unebenheiten der Probe und einer Ausrichtung von Probe und Stempel innerhalb der Einspannungen kommt, folgt ein annähernd linearer Bereich, bis die Kurve ihr Maximum erreicht. Nach dem Maximum kommt es zu einem schlagartigen Rückgang der aufzubringenden Kraft, erneut gefolgt von einem annähernd linearen Bereich, geprägt durch einen langsam abnehmenden Verlauf der Kraft-Weg-Kurve.

Das anfängliche Ausrichten des Probenkörpers innerhalb der Prüfvorrichtung kann durch eine vorwärtsgerichtete Extrapolation des linearen Bereiches abgeschätzt werden und eine Korrektur der Messwerte um das Offset zwischen Nullpunkt und Nullstelle der Extrapolation erfolgen. Der so korrigierte Verlauf kann ebenfalls Abbildung 7.15 entnommen werden. Für jede untersuchte Probe erfolgt die dargestellte Korrektur und die Kraftwerte werden auf die jeweils auftretende Maximalkraft normiert. Die daraus ermittelte maximal ertragbare Schubspannung beträgt $13,1 \text{ MPa} \pm 2,66 \text{ MPa}$ und liegt somit unterhalb der in Abschnitt 6.1 ermittelten Werte. Aus allen Messwerten wird ein arithmetischer Mittelwert gebildet und in Abbildung 7.16 dargestellt.

Auch in der Zusammenfassung aller Proben zeigt sich ein vergleichbarer Verlauf zu der in Abbildung 7.15 untersuchten Probe und der Kraft-Weg-Verlauf lässt sich grob in drei Bereiche einteilen, welche farblich in Abbildung 7.16 hervorgehoben sind. Für den ersten Bereich ist dabei ein annähernd linearer Anstieg der Kraft-Weg-Kurve erkennbar, gefolgt von einem geringen Einbruch der aufzubringenden Kraft, ausgelöst durch eine erste Vorschädigung der Probe. Infolge einer anschließenden Lastumverteilung in unbeschädigte Bereiche erfolgt in Bereich 2 ein weiterer Kraftanstieg bis zur maximalen Kraft. Durch ein Fortschreiten der Schädigungen innerhalb der Probe kommt es in Bereich 3 zu einem kontinuierlichen Abfall der aufzubringenden Kraft, endend beim festgelegten Abbruchkriterium der Messungen.

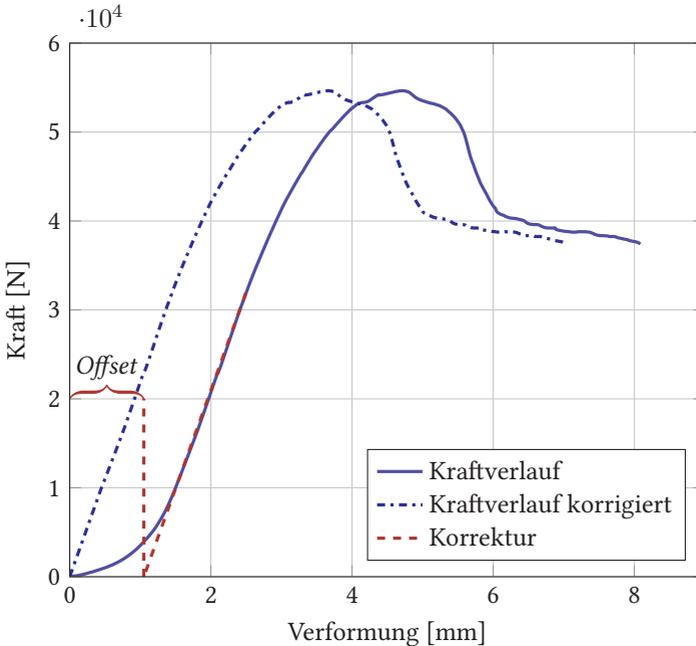


Abbildung 7.15.: Kraft-Weg-Diagramm einer beispielhaften Probe zur Bestimmung der maximalen Scherfestigkeit der Anbindung zwischen Stützschaale und Gleitschicht auf Basis von PSU

Die Bewertung des sich einstellenden Versagensbildes gibt einen weiteren Aufschluss über die Ausbildung der Grenzfläche zwischen Gleitschicht und Stützschaale und über die Qualität der Anbindung. In Abbildung 7.17 ist das typische Versagensbild einer exemplarischen Probe dargestellt. Im oberen Bereich der Probe ist eine Schädigung der Anbindung erkennbar und eine teilweise Trennung beider Komponenten sichtbar.

Im unteren Bereich der Probe hingegen zeigt sich ein Scherversagen der Gleitschicht, ohne dass eine Beschädigung der Anbindungszone erkennbar ist. Ferner zeigt sich eine große plastische Verformung der Gleitschicht im unteren Bereich und das Material wurde durch den Druckstempel verformt und vor dem Stempel aufgewölbt. An der Rückseite der Probe ist des weiteren eine Schädigung der Stützschiicht aus CFK zu identifizieren, welche durch die beim Versuch entstehende Drucklast – senkrecht zu den Faserlagen – in der

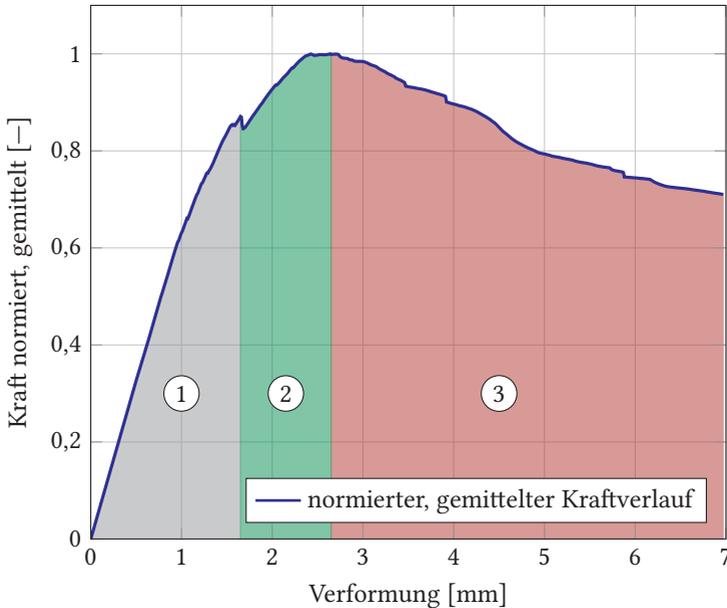


Abbildung 7.16.: Normiertes und gemittelttes Kraft-Weg-Diagramm der Proben auf Basis von PSU

Lagerung durch das Aufstützen der Probe hervorgerufen wird. Da die Last hier senkrecht zu den Faserlagen liegt, ist die Festigkeit der Stützschele entsprechend gering und die beim Versuch auftretenden Lasten können zu einer Schädigung des CFK führen. Da ein solches Lastszenario bei Anwendung eines Gleitlagers untypisch ist und somit nur eine untergeordnete Rolle spielt, wird das sich hier zeigende Versagen der Stützschele im weiteren Verlauf nicht näher untersucht.

Die Tatsache, dass sich sowohl eine Schädigung der Anbindungszone als auch ein Scherversagen der Gleitschicht selbst zeigt, legt nahe, dass die Scherfestigkeiten für die Anbindungszone und die Gleitschicht selbst vergleichbare Werte aufweisen. Der Übergang zwischen den in Abbildung 7.16 gezeigten Bereichen 1 und 2 kann somit auf ein erstes, lokal beschränktes Versagen der Anbindung zurückgeführt werden. Die Schädigung führt dabei zu einer Veränderung des Steifigkeitsverhaltens der Probe, sodass es zu einer Abflachung der Kraft-Weg-Kurve kommt. Eine weitere Lastzunahme führt zu einer höheren Belastung innerhalb der Gleitschicht mit zunehmender Scherung des Materi-



Abbildung 7.17.: Exemplarisches Versagensbild einer Probe nach Durchführung der Scherfestigkeitsprüfung der Gleitlager

als. Bei Überschreiten der Scherfestigkeit führen Schädigungen innerhalb der Gleitschicht zu einem Versagen dieser und einer anschließenden plastischen Verformung des Materials.

Trotz der verglichen zu Abschnitt 6.1 geringen ermittelten Scherfestigkeiten der Anbindung kann geschlossen werden, dass die Anbindung eine ausreichende Festigkeit aufweist. Aufgrund des ebenfalls auftretenden Scherversagens der Gleitschicht sind die Scherfestigkeiten der Compounds und der Anbindung vergleichbar. Eine Verbesserung der Anbindungszone könnte somit zwar eine Schädigung dieser vermeiden, die Festigkeit des gesamten Gleitlagers aufgrund der begrenzten Scherfestigkeit des Gleitschichtcompounds jedoch nicht erheblich verbessert werden.

Die, zu den Vorversuchen vergleichsweise geringe ermittelte Schubfestigkeit der Anbindung, kann grundsätzlich ebenfalls auf die für die PEEK-Proben genannten Störeinflüsse, mit Ausnahme der Teilkristallinität, zurückgeführt werden, auch wenn die Anbindung grundsätzlich eine höhere Schubfestigkeit aufweist. Dies deckt sich mit den in Abschnitt 6.2.1 durchgeführten Vorversuchen, wo sich für das untersuchte PSU eine bessere Löslichkeit als für das untersuchte PEEK nachweisen lässt.

7.4.2. Kristalline Bereiche der PEEK-Proben

Nach der Untersuchung der Scherfestigkeit der Anbindung, erfolgt im nachfolgenden Abschnitt eine weiterführende Untersuchung der Gleitschicht durch Analyse der kristallinen Bereiche der PEEK-Proben. Verwendet wird hierzu die DSC und die Untersuchungen erfolgen gemäß [Deu17; Deu18]. Bewusst wird hier nicht der Begriff der Kristallinität verwendet, welcher den kristallinen Anteil eines teilkristallinen Werkstoffes beschreibt. Grundsätzlich ließe sich dieser Wert durch das Verhältnis der gemessenen Schmelzenthalpie zur Schmelzenthalpie eines vollständig kristallinen Referenzmaterials bestimmen, unterliegt jedoch einigen Einschränkungen, welche kurz erläutert werden.

Referenzmaterial Geeignete Werte für die Schmelzenthalpie eines vollständig kristallinen Referenzmaterials lassen sich nur bedingt in der Literatur finden. Allgemeine Angaben zu einer Vielzahl an Thermoplasten, auch für PEEK, sind in der aktuellen Literatur verfügbar; beispielsweise in [BO83; MH92]. Jedoch weichen diese Werte teils stark voneinander ab. In den aufgeführten Literaturstellen beispielsweise um rund 6 %, was die exakte Bestimmung der Kristallinität, insbesondere bei kleinen Kristallisationsgraden und -unterschieden erschwert.

Füllstoffe Die Verwendung von Füllstoffen erschwert die Bestimmung einer exakten Kristallinität, da die gemessenen Schmelzenthalpie immer auf das Gewicht der Probe bezogen werden muss. Bei Verwendung von gefüllten Materialien, muss der Gewichtsanteil der Füllstoffe abgezogen werden und die Messungen lediglich auf den Gewichtsanteil des teilkristallinen Materials bezogen werden. Weiterhin muss eine Korrektur der Enthalpie um die Enthalpie der Additive erfolgen.

Probengröße Insbesondere in Kombination mit dem zuvor genannten Einfluss durch Füllstoffe, stellt sich die Probengröße als weiterer Einflussfaktor dar. Gängige Probengewichte liegen im unteren mg-Bereich, sodass die Bestimmung der Kristallinität lediglich lokal stark begrenzt erfolgen kann. Eine ungleichmäßige Verteilung der Füllstoffe, welche auf lokaler Ebene immer vorliegt, erschwert somit die Bestimmung, da für jede untersuchte Probe der genaue Additivanteil bestimmt werden müsste.

Wechselwirkungen Zugesetzte Additive können die Messungen weiterhin beeinflussen, wenn auch diese teilkristallin sind und ihre Glasübergangstemperatur im untersuchten Temperaturbereich liegt. Eine Trennung der sich überlagernden Einflüsse kann im Nachhinein nicht erfolgen.

Daher wird im Rahmen dieser Arbeit auf eine Bestimmung der Kristallinität verzichtet. Trotz der oben genannten Störfaktoren, können dennoch wichtige Rückschlüsse auf die kristallinen Bereiche geschlossen werden. Beispielsweise lassen sich durch einen Heiz-Kühl-Heiz-Zyklus allgemeine Informationen zur Veränderung der Kristallgrößen und der Größenverteilung ziehen.

Gemäß der Vorgaben und Empfehlungen für die Prüfbedingungen in [Deu17; Deu18] werden die DSC-Messungen durchgeführt. In den Darstellungen wird jeweils der vertikale Umschwung des Wärmeflusses beim Wechseln zwischen den einzelnen Zyklusschritten entfernt, um eine übersichtlichere Darstellung zu erhalten. Folgende Bedingungen werden gewählt:

- Vorspülen für 5 min mit Stickstoff
- Erster Heizzyklus im Temperaturbereich von 100 °C bis 400 °C mit einer Heizrampe von 20 K min⁻¹
- Temperaturstufe von 400 °C für 5 min halten
- Abkühlen auf 100 °C mit einer Rate von 20 K min⁻¹
- Temperaturstufe von 100 °C für 5 min halten
- Zweiter Heizzyklus im Temperaturbereich von 100 °C bis 400 °C mit einer Heizrampe von 20 K min⁻¹

Für das, in den Compounds verwendete PEEK ohne Additive sind die Ergebnisse der DSC in Abbildung 7.18 zu entnehmen. Eine Vergrößerung der Peak-Bereiche beider Heizzyklen ist in Abbildung 7.19 dargestellt. Ein Glasübergang kann für das untersuchte PEEK in den gezeigten Ergebnissen der DSC nicht ermittelt werden, da der charakteristische Sprung zwischen den Basislinien nicht klar identifizierbar ist. Der Schmelzbereich hingegen ist klar ausgebildet und erreicht seinen Peak bei rund 341 °C im ersten Heizzyklus und bei rund 344 °C im zweiten Zyklus. Weiterhin ist in Abbildung 7.19 erkennbar, dass der Peak im zweiten Heizzyklus durch das vorherige Abkühlen deutlich schmaler verläuft und zu einer höheren Temperatur verschoben ist. Es lässt sich schlussfolgern, dass die kristallinen Bereiche der Probe im zweiten Zyklus einerseits tendenziell größere Kristalle aufweisen und andererseits auch die Streuung der Kristallgrößen insgesamt geringer ausfällt.

Exemplarisch für alle hergestellten Compounds werden die Ergebnisse der DSC für zwei ausgewählte Compounds gezeigt. Die Übersichtsdarstellungen sind dabei in Abbildung 7.20 und Abbildung 7.22 gezeigt, die Detaildarstellungen der jeweiligen Peak-Bereiche in Abbildung 7.21 und Abbildung 7.23. Eine Darstellung der DSC-Messungen aller Compounds ist Abschnitt D ab Seite 205

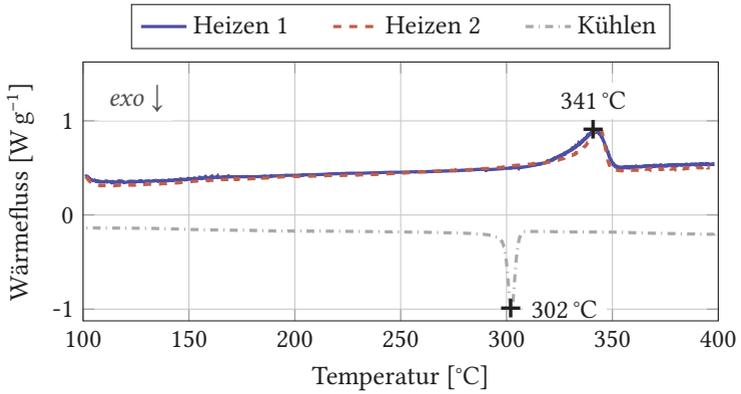


Abbildung 7.18.: DSC des verwendeten PEEK ohne zugefügte Additive

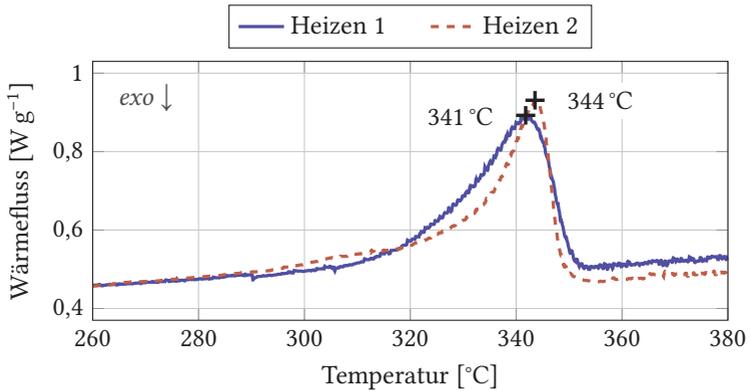


Abbildung 7.19.: DSC des verwendeten PEEK ohne zugefügte Additive – Detail

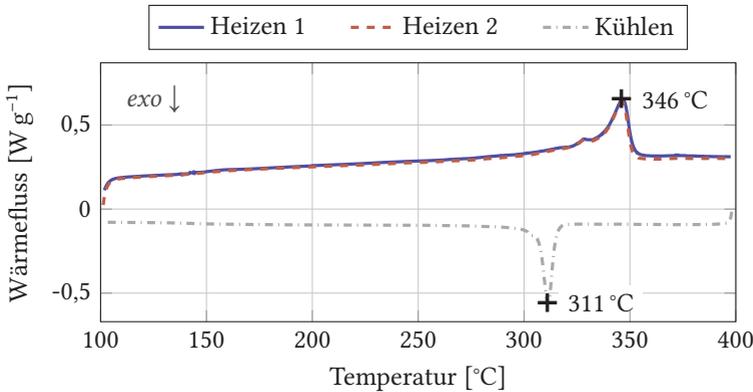


Abbildung 7.20.: DSC des hergestellten Compounds B5

entnehmbar. Auch bei den hergestellten Compounds kann kein klarer Bereich des Glasübergangs identifiziert werden, die Peaks sind jedoch auch hier gut ausgeprägt und eignen sich für eine weitere Analyse.

Vergleichbar zu den Ergebnissen in Abbildung 7.19, aber in entgegengesetzte Richtung verschoben, kann auch für die Compounds tendenziell gezeigt werden, dass die Kurve für den zweiten Heizzyklus verschoben ist und der Peak allgemein abgeflacht wird. So kann für die Compounds geschlussfolgert werden, dass die kristallinen Bereiche durch die Untersuchungen mit hohen Abkühlraten verändert werden und im zweiten Heizzyklus kleinere Kristallstrukturen vorliegen und der kristalline Anteil in der Probe aufgrund der höheren Abkühlrate insgesamt geringer ist.

Eine grundsätzliche Erklärung für die Verschiebung und Abflachung der Peaks liegt im Herstellungsverfahren der Gleitlagerbuchsen durch das HCM, wo das vorgefertigte Granulat über seinen Schmelzpunkt erwärmt wird und anschließend im Werkzeug abgekühlt wird. Die Abkühlraten sind dabei aufgrund des Fertigungsprozesses eingeschränkt und verglichen zu den Abkühlraten der DSC sehr gering. In Kombination mit den beigemischten Additiven, welche als Kristallisationskeime zur Verfügung stehen, können die kristallinen Bereiche wachsen, ohne dass es zu einer Einfrierung der Schmelze mit Bildung eines hohen amorphen Anteils und kleinen kristallinen Strukturen kommt.

Die gewählte Kühlraten von 20 K min^{-1} bei der DSC hingegen führt zu einer schnellen Abkühlung unterhalb des Glasübergangsbereiches und somit grundsätzlich zur Erhöhung des amorphen Anteils in der Probe. Da durch die Additive

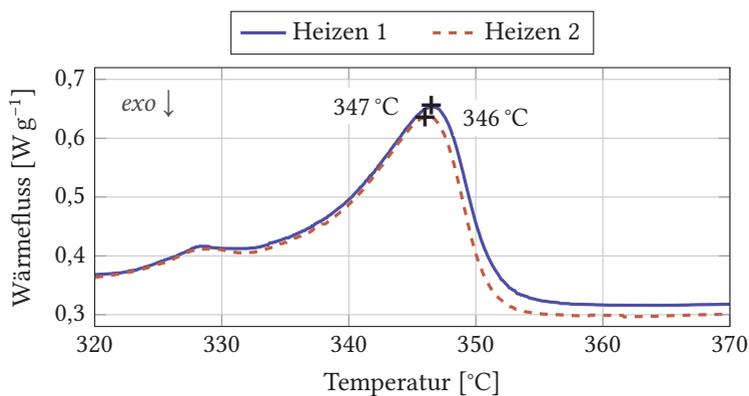


Abbildung 7.21.: DSC des hergestellten Compounds B5 – Detail

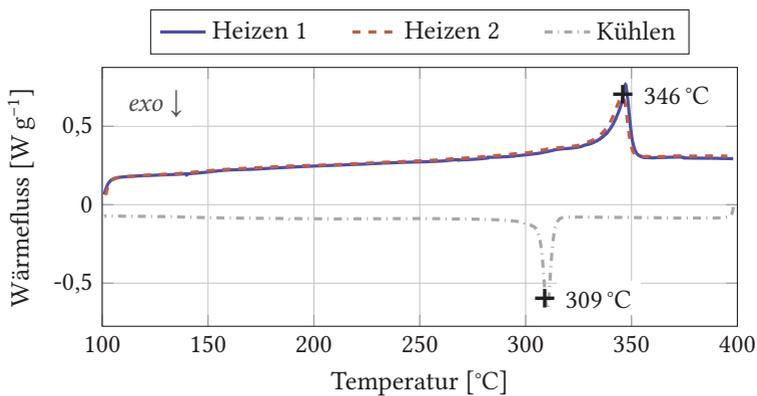


Abbildung 7.22.: DSC des hergestellten Compounds B6

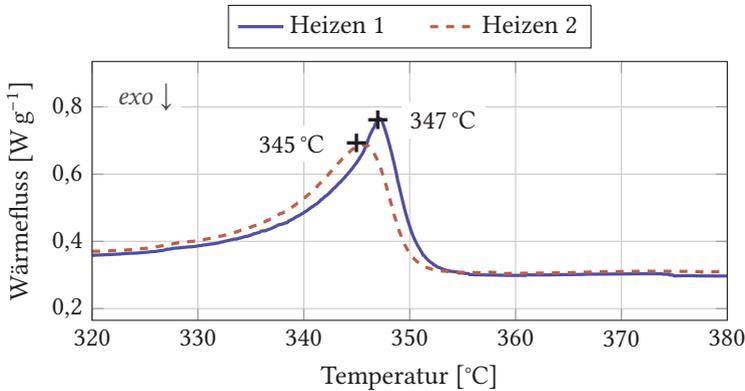


Abbildung 7.23.: DSC des hergestellten Compounds B6 – Detail

jedoch eine Vielzahl an Startpunkten für die Kristallisation zur Verfügung stehen, wirkt dieser Effekt nur eingeschränkt und erhöht den amorphen Anteil der Probe nur bedingt. Vergleichbare Hinweise in der Literatur finden sich beispielsweise in [GK00], wo ebenfalls ein hoher Einfluss von Zusatzstoffen auf die Kristallinität von PEEK nachgewiesen wird. Erst bei hohen Kühlraten von mehr als 500 K min^{-1} zeigt sich ein signifikantes Herabsetzen der Kristallinität in den untersuchten Proben.

In Kombination mit den Ergebnissen aus Kapitel 6 kann PEEK somit als geeigneter Werkstoff für die Entwicklung eines Gleitlagers mit durch SIPNs angebundener Gleitschicht ausgeschlossen werden. Dennoch bietet sich durch die vorgestellte Herstellungsmethode eine gute Möglichkeit, den Gleitbuchsenrohling während der Imprägnierung in die Stützstruktur einzubringen, um so eine passgenaue Formgebung zwischen Gleitbuchse und Stützstruktur zu erreichen. Eine Fixierung der Gleitschicht kann beispielsweise durch nachfolgendes Einkleben erreicht werden oder durch eine geometrische Formgebung der Gleitbuchse mit entsprechenden Hinterschnitten, sodass eine formschlüssige Verbindung hergestellt werden kann.

Kurzzusammenfassung

Mittels eines simulativen Ansatzes wird der optimale Lagenaufbau für die Stützstruktur hergeleitet und für den betrachteten Lastfall auf $[\pm 30^\circ_2 / \pm 40^\circ / \pm 57^\circ / \pm 70^\circ / \pm 85^\circ_2 / 90^\circ_2]$ festgelegt. Ein selbstoptimierender Ansatz wird zur Herleitung des Lagenaufbaus verwendet, als Optimierungskriterium wird die Festigkeit der Stützschaale in der jeweils kritischen Stelle verwendet. Abhängig von einer möglichen Anwendung eines solchen Gleitlagers unter anderen Randbedingungen, bietet der vorgestellte Ansatz eine flexible und vielseitige Möglichkeit, um die Stützstruktur aus FVK an das jeweilige Anwendungsszenario anzupassen.

Der so ermittelte optimale Lagenaufbau wird anschließend durch Wickeln eines Endlosrovings hergestellt, wobei ein Gleitlagerbuchsenrohling umwickelt wird. Entgegen einem konventionellen Wickelverfahren, erfolgt hier keine Imprägnierung der Fasern während des Wickelns. Dadurch kann der hergestellte Gleitlagerrohling bestmöglich in eine größere Struktur aus FVK eingebracht werden und eine Verbindung der beiden unimprägnierten Faserstrukturen ermöglicht werden.

Um die Imprägnierung, hier mittels eines eigens konstruierten RTM-Werkzeugs, ohne hohe Injektionsdrücke zu ermöglichen, wird eine möglichst geringe Fadenspannung beim Wickeln verwendet. Um jedoch ein Verrutschen des Rovings in den Wendebereichen zu vermeiden, wird die Fadenspannung in diesem Bereich erhöht und eine ergänzende Umdrehung des Wickeldorns ohne Vorschübe des Auges ergänzt.

Verschiedene Compounds auf Basis von PEEK und PSU werden hergestellt und Gleitlagerbuchsenrohlinge aus diesen produziert. Für die Compounds auf Basis von PEEK kann bei dem verwendeten Aufbau keine ausreichende Haftfestigkeit zwischen Gleitschicht und Stützstruktur erreicht werden. Dennoch bietet sich der vorgestellte Ansatz auch zur Herstellung von Gleitlagern mit entsprechenden Compounds an, da ein passgenauer Sitz des Rohlings in der Stützstruktur ermöglicht wird. Weitere Ansätze zur Fixierung der Gleitschicht durch geometrische Hinterschnitte und somit durch einen Formschluss sind denkbar und können als alternatives Herstellungsverfahren gewählt werden. Für die untersuchten Compounds auf Basis von PSU kann hingegen eine gute Anbindung zwischen der Gleitschicht und der Stützstruktur nachgewiesen werden. Die Scherfestigkeit der Anbindung übertrifft dabei die Scherfestigkeit der Compounds und kann somit als ausreichend hoch betrachtet werden.

Schlussfolgerungen für das Gleitlager

- Lagenaufbau der Stützschaale anhand eines Lastszenarios optimiert
 - ⇒ Lagenaufbau [$\pm 30^\circ_2 / \pm 40^\circ / \pm 57^\circ / \pm 70^\circ / \pm 85^\circ_2 / 90^\circ_2$] gewählt
- Optimierung des Wickelprozesses
 - ⇒ Fadenspannung von 10 N und von 15 N in den Wendepunkten
- Konstruktion RTM-Werkzeug
 - ⇒ Herstellung von Probenkörpern und Demonstratorbauteilen
- Anpassung des Härtezyklus, abweichend zu den Herstellervorgaben
 - ⇒ Aushärtung bei 150 °C
- Abschluss der Entwicklung des neuartigen Gleitlagers
 - ⇒ Eigenentwickelte Compounds
 - ⇒ Nachweis der Anbindung zwischen Gleitschicht und Stützschaale
 - ⇒ Optimierte Stützschaale im Wickelprozess
 - ⇒ Imprägnierung mittels RTM

Zusammenfassung und Ausblick

8.1. Zusammenfassung

Das Ziel der vorliegenden Arbeit liegt in der Entwicklung und Überprüfung eines neuartigen Konzepts zur Herstellung von Hochleistungsgleitlagern auf Basis einer thermoplastischen Gleitschicht mit direkter Anbindung an die umgebende FVK-Stützschaale mittels SIPNs. Der Entwurf des Gleitlagers wird dazu in drei Unterentwicklungsziele unterteilt; die Gleitschicht, die Anbindungszone und die Stützschaale. Aufgeteilt in diese drei Hauptbereiche wird nachfolgend eine kurze Zusammenfassung der Ergebnisse dieser Arbeit gegeben und diese in einen Zusammenhang zum Stand der Technik gestellt.

Die Gleitschicht Zur Abschätzung der mechanischen Eigenschaften von neuartigen Compounds, welche im Rahmen dieser Arbeit entwickelt werden, wird ein Simulationsmodell entwickelt, welches diese auf Basis der Compoundzusammensetzung nachbilden kann. Damit ist eine Abschätzung der Kennwerte noch vor der Compoundierung möglich und aufwändige mechanische Tests können zu Beginn der Materialentwicklung vermieden werden. Beginnend mit einer allgemeinen theoretischen Einleitung des Problemfeldes werden wichtige Anforderungen an das zu entwickelnde Simulationsmodell identifiziert. Neben einer automatischen Verteilung der Partikel innerhalb eines repräsentativen Volumenkörpers, wird eine Zufallsverteilung der Partikelgröße in vorgegebenen Wertebereichen ermöglicht. Die Partikel werden in vereinfachter sphärischer Form nachgebildet und sowohl innerhalb eines jeden Partikels als auch innerhalb des umgebenden Materials wird auf homogene Materialkennwerte zurückgegriffen. Da die Homogenisierung der Materialeigenschaften insbesondere für stark anisotrope Additive, beispielsweise für Kohlenstoffkurzfasern,

nicht direkt erfolgen kann, wird hier für die Homogenisierung auf ellipsoide Hüllkörper und darauf basierender Umrechnung der Materialeigenschaften zurückgegriffen. Damit kann eine Vielzahl an Compoundzusammensetzungen im Simulationsmodell abgebildet und die Materialeigenschaften ohne mechanische Tests abgeschätzt werden. Die Genauigkeit und die Reproduzierbarkeit des Modells wird überprüft, verwendet werden dazu eine Vielzahl an Materialkennwerten aus der Literatur unterschiedlichster Compounds mit diversen Additiven. Die Verwendung von Literaturwerten bietet dabei den Vorteil, dass das Modell aufgrund einer einheitlichen Normung an mehr Compounds überprüft werden kann, als es aufgrund des notwendigen Zeitaufwands bei eigener Durchführung von mechanischen Tests möglich wäre.

Sowohl hinsichtlich der Reproduzierbarkeit als auch der Abbildungsgenauigkeit, kann das entwickelte Simulationsmodell für eine Berechnung der Materialeigenschaften unterschiedlichster Compounds verwendet werden. Bei Verwendung von fasrigen Partikeln kommt es jedoch zu Abweichungen der mechanischen Kennwerte zwischen mittels HCM und mittels Spritzguss hergestellten Proben. Während beim Spritzguss eine Vorzugsrichtung der Fasern im Schmelzfluss entsteht, findet eine solche Ausrichtung beim HCM nicht statt und die Materialeigenschaften fallen homogen aus. Das entwickelte Simulationsmodell berücksichtigt dies und wird zur Auswahl geeigneter Compounds für die Gleitschicht verwendet. Die mechanischen Kennwerte eines jeden Compounds werden bestimmt, der beste Compound anhand der Ergebnisse ermittelt und die berechneten mechanischen Kennwerte in einem weiteren Simulationsmodell, welches das gesamte Gleitlager nachbildet, verwendet. Das gesamthafte Modell wird zur Optimierung der Wickelstruktur der Stützschaale herangezogen und der optimale Lagenaufbau anhand des wirkenden Lastfalls bestimmt.

Die ausgewählten Materialmischungen werden mittels eines Zweischneckenextruders hergestellt und die Additivverteilung überprüft. Sowohl für die Kurzfasern als auch für andere Additive kann eine homogene Verteilung gezeigt werden und Probenkörper für eine Reihe an tribologischen Versuchen hergestellt werden. Ferner erfolgt die Herstellung von Rohlingen zur Gleitlagerproduktion und späteren Erprobung des Gesamtsystems.

Die Anbindungszone Basierend auf einer Literaturrecherche, werden potenziell geeignete Hochleistungsthermoplaste identifiziert und mittels Lösungsversuchen hinsichtlich ihrer Kompatibilität zu dem verwendeten Epoxidharz geprüft. Untersucht werden dabei sowohl amorphe als auch teilkristalline Kunststoffe, nämlich PSU, PEI, PEEK und PES.

Als Voruntersuchung zur Kompatibilität der genannten Thermoplaste zum gewählten Epoxidharz zwecks Ausbildung von SIPNs werden Thermoplastfolien als Zwischenebene in vierlagige unidirektionale Lamine eingelegt. Eine Imprägnierung der Gesamtstruktur erfolgt mittels VARI, die Aushärtung erfolgt unter kontrollierten und reproduzierbaren Bedingungen. Abschließend wird die interlaminare Scherfestigkeit gemäß [Deu89] ermittelt. Erfasst werden dabei sowohl die maximal ertragbaren Scherfestigkeiten als auch die Versagensart und die Kraft-Weg-Kurven. Als Referenz wird ein ebenfalls vierlagiges unidirektionales Laminat gewählt. Für die Proben mit eingebetteten Folien aus PES, PEI und PSU werden interlaminare Scherfestigkeiten von 41,7 MPa, 38 MPa und 34,9 MPa ermittelt, für die Proben mit PEEK von 55,7 MPa und als Referenzwert eine Scherfestigkeit von 56,1 MPa. Für alle Materialien kann somit von einer grundsätzlichen Kompatibilität ausgegangen werden, insbesondere das verwendete PEEK zeigt Scherfestigkeiten vergleichbar zur Referenz.

In einer weiteren Versuchsreihe zur detaillierten Untersuchung der Lösungsvorgänge werden Partikel aus genannten Thermoplasten mit Epoxidharz vermengt und die Lösungsvorgänge mittels Durchlichtmikroskop beobachtet. Die Proben werden dazu in einem vorgegebenen Zeit-Temperatur-Verlauf stufenweise aufgeheizt und die Größe der sichtbaren Partikel gemessen. Anhand der zeitlichen Größenänderung lassen sich Rückschlüsse auf die Temperaturabhängigkeit ziehen und für die Thermoplaste charakteristische Grenztemperaturbereiche ermitteln, in welchen die Auflösung stark beschleunigt abläuft. Weiterhin erfolgt eine Untersuchung der zeitlichen Abhängigkeit der Lösungsvorgänge, wobei ebenfalls Rückschlüsse auf die charakteristischen Grenztemperaturbereiche gezogen werden können. Bei langen Versuchsdauern und weit fortgeschrittenen Auflösungen ist dabei eine Verlangsamung der Lösungsvorgänge erkennbar, welche auf mögliche Sättigung hinweisen. Gegensätzlich zur ersten Versuchsreihe zeigen sich hierbei widersprüchliche Ergebnisse und es können für PES und PEEK keine Lösungsvorgänge beobachtet werden, sodass die dritte Versuchsreihe, welche das Lösungsverhalten in Abhängigkeit der Oberflächenbeschaffenheit untersucht, lediglich mit PSU und PEI durchgeführt wird. Quader aus PSU und PEI mit unterschiedlichen Oberflächenrauigkeiten werden dazu in Epoxidharz eingebettet. Nach Aushärtung werden die Probenoberflächen poliert und mittels Aceton beziehungsweise Ameisensäure angeätzt, sodass die SIPNs optisch hervorgehoben werden. Die Dicken der Grenzflächen werden mittels Durchlichtmikroskop ermittelt und zusätzlich können bei einigen Proben entstehende Spannungsrisse in Folge der Oberflächenbehandlung nachgewiesen werden.

Die Stützschale Basierend auf den Ergebnissen der ersten beiden Unterentwicklungszielen erfolgt die Herstellung der Gleitlager und Optimierung der Stützstruktur aus FVK. Zur Validierung des neuartigen Konzeptes einer direkten Anbindung der Gleitschicht an eine umliegende Stützstruktur wird ein beispielhafter Probenkörper verwendet. Dazu wird die Gleitschicht mit trockenen Fasern umwickelt und der so erzeugte Gleitlagerrohling in einem eigens konstruierten RTM-Werkzeug imprägniert. Da die Stützstruktur aus Endlosrovings gewickelt wird, können vielfältige Lagenaufbauten realisiert werden, welche in Abhängigkeit der auftretenden Lasten unterschiedliche Festigkeiten aufweisen. Zur Optimierung des Lagenaufbaus wird daher auf die Simulationsergebnisse des ersten Unterentwicklungsziels zurückgegriffen und die damit errechneten mechanischen Kennwerte in ein weiteres Simulationsmodell implementiert. Anhand eines anwendungsnahen Lastfalls erfolgt die Erstellung des Simulationsmodells, wobei der Lagenaufbau als variable Kenngröße vorliegt. Der Faserwinkel einer jeden Lage kann dabei innerhalb vorgegebener Grenzwerte frei variiert werden. Für die Struktur werden Versagenskriterien nach „Puck“ ausgewertet und die kritische Stelle des Lagers ermittelt. Anhand eines Sicherheitsfaktors wird die Gesamtstruktur bei gleichbleibendem Lastfall bewertet und mittels MOGA erfolgt eine Optimierung des Lagenaufbaus über mehrere Generationen hinweg. Zehn Favoriten der letzten Generation werden ausgewählt und die ermittelten Lagenaufbauten verglichen. Anhand der Ähnlichkeiten kann ein optimierter Lagenaufbau von $[\pm 30^\circ_2 / \pm 40^\circ / \pm 57^\circ / \pm 70^\circ / \pm 85^\circ_2 / 90^\circ_2]$ abgeleitet werden, welcher für die Herstellung der Gleitlager verwendet wird. Die Wicklung der Stützstruktur erfolgt dabei mit kontrollierter Fadenspannung, wobei diese in den Wendepunkten jeweils erhöht wird. Zusätzlich erfolgt eine kontinuierliche Verschiebung der Wendebereiche nach außen, sodass die Aufdickungen der Wickelstruktur aufgrund der Richtungswechsel gleichmäßiger über den Wickeldorn verteilt werden. Eine bessere Imprägnierung der textilen Wickelstruktur der Stützschale kann damit erreicht werden.

Das RTM-Werkzeug bietet die Möglichkeit einer flexiblen und vielseitigen Herstellung der Gleitlagerrohlinge, auch bei unterschiedlichen Längen. Die Imprägnierung erfolgt in mehreren Druckstufen, sodass mit einem steigenden Injektionsdruck bei voranschreitender Fließfront eine annähernd gleichbleibende Fließgeschwindigkeit erreicht wird. Das RTM-Werkzeug ist entsprechend der notwendigen Temperaturen zur Aushärtung des Harzes ausgelegt und kann ohne Demontage zur Aushärtung verwendet werden. Aufgrund der Masse des Werkzeugs und einer begrenzten Wärmeleitfähigkeit kommt es zu einem ver-

zögerten Temperaturanstieg innerhalb der Kavität. Entsprechende Messungen werden durchgeführt und die Ergebnisse gezeigt. Eine Veränderung des Härtezyklus, abweichend von den Herstellerangaben, wird daher vorgeschlagen und in dieser Arbeit angewendet.

Gleitlager auf Basis von Compounds mit PEEK und PSU werden abschließend produziert und hinsichtlich ihrer Qualität bewertet. Während sich die Strategie zur Imprägnierung als geeignet zeigt, kommt es bei der Anbindung zwischen den Compounds auf Basis von PEEK und der Stützstruktur lediglich zu verminderten Festigkeiten. Mittels DSC-Messungen und weiterführenden Überlegungen werden mögliche Einflussfaktoren ermittelt, welche eine Störung der Anbindung hervorrufen. Gesamt- und Detailaufnahmen der Oberfläche herausgetrennter Gleitschichtrohlinge zeigen beim PEEK eine stellenweise vorliegende Anbindung, welche in zukünftigen Untersuchungen jedoch optimiert werden kann. Für die Anbindung der Compounds auf Basis von PSU hingegen zeigt sich eine hohe Kompatibilität der gewählten Materialien und bei der Ermittlung der Scherfestigkeit in der Anbindungszone werden hohe Festigkeiten nachgewiesen.

Das Konzept Mit oben beschriebenen Lösungen kann somit ein gesamthafes Konzept zur Entwicklung und Herstellung von Faserverbundgleitlagern mit einer Gleitschicht aus Hochleistungskunststoffen vorgestellt werden. Ein vielseitig einsetzbarer Herstellungsprozess mit Möglichkeiten zur individuellen Anpassung der einzelnen Prozessschritte wird präsentiert, wobei eine direkte Anbindung zwischen Stützschaale und Gleitschicht während der Injektion und Aushärtung realisiert wird. Mithilfe der vorgestellten Simulationsmodelle lässt sich eine erste Abschätzung der mechanischen Eigenschaften neuartiger Compounds treffen und eine fasergerechte Optimierung der Stützschaale nach im Betrieb auftretender Lastfälle durchführen. Die Berechnung ist dabei anwendungsorientiert ausgelegt und ermöglicht aufgrund des entwickelten Modells eine verhältnismäßig einfache Umsetzung und Übertragung auf weitere Fragestellungen zur Entwicklung von Compounds und Gleitlagern. Ebenso ist eine Erweiterung der Simulation um zusätzliche Module jederzeit möglich, sodass eine Anpassung an individuelle Fragestellungen ermöglicht wird.

Die Herstellung der Compounds selbst, die Weiterverarbeitung mittels Hot-Compression-Moulding und die abschließende Fertigung der Gleitlager mittels Wickeltechnik und RTM-Imprägnierung zeigen reproduzierbare und qualitativ gute Ergebnisse. Insbesondere die Trennung der Stützschaalenwick-

lung von der Imprägnierung ermöglicht eine flexible Herstellung der Gleitlagerrohlinge und die Anbindung zwischen Stützschaale und umliegenden Faserstrukturen kann über vielfältige Textilverfahren erfolgen. Dadurch kann die Produktion von Gleitlagerrohlingen und der Hauptstruktur aus FVK getrennt erfolgen und eine gute Kraftübertragung zwischen beiden Komponenten aufgrund der gemeinsamen Imprägnierung und Aushärtung ermöglicht werden.

Darüber hinaus kann für Compounds auf Basis von PSU und eingeschränkt auch für Compounds auf Basis von PEEK gezeigt werden, dass eine Anbindung der Gleitschicht mittels SIPNs zum FVK umsetzbar ist. Mit diesem neuartigen Ansatz liegt ein Fügeverfahren vor, welches beispielsweise ohne aufwändige (Oberflächen-) Vorbereitung anwendbar ist. Ferner können auch makroskopische Ungenauigkeiten in der Gleitschichtoberfläche einfach kompensiert werden, was beispielsweise beim Kleben aufgrund der engen einzuhaltenden Toleranzen nur bedingt möglich ist. Ebenso lassen sich mit diesem Ansatz Erweiterungen des Fügekonzeptes umsetzen, indem die mit dem FVK in Kontakt stehende Oberfläche des Gleitschichtrohlings strukturiert wird. Sowohl eine Mikrostrukturierung als auch eine dreidimensionale Formgebung auf makroskopischer Ebene sind umsetzbar. Beim Wickeln der Stützschaale kann somit neben der Anbindung über SIPNs auch eine formschlüssige Verbindung umgesetzt werden, welche sowohl zur Kraftübertragung in axialer als auch radialer Richtung dienen kann.

8.2. Ausblick

Nachdem in dieser Arbeit ein vielversprechendes Konzept zur Herstellung eines Faserverbundgleitlagers mit einer Gleitschicht aus Hochleistungskunststoffen vorgestellt werden konnte, zeigten sich bei Bearbeitung der Fragestellung Aspekte für eine zukünftige Verbesserung des Konzeptes und Ideen zur Erweiterung des Ansatzes. Diese werden nachfolgend dargestellt und erläutert.

Anbindung der Gleitschicht mittels SIPNs Obwohl in dieser Arbeit bereits eine Umsetzung zur Anbindung der Gleitschicht mittels SIPNs für Compounds auf PSU-Basis erfolgreich nachgewiesen werden kann, zeigen sich für Compounds mit PEEK teils widersprüchliche Ergebnisse. Während die Messungen zur interlaminaren Scherfestigkeit für PEEK die besten Eigenschaften unter allen untersuchten Thermoplasten zeigen, kann für die nachfolgenden Lösungsversuche keine Kompatibilität gezeigt werden. Auch die hergestellten Gleitlager

auf Basis von PEEK zeigen nur teilweise eine Anhaftung und lokal begrenzte Ausbildung von SIPNs. Vergleichbares zeigt sich auch bei Zusammenfassung des aktuellen Stands der Technik, wo unterschiedliche Quellen zu verschiedenen Aussagen hinsichtlich der Kompatibilität von PEEK und Epoxidharzen kommen. Für eine zielgerichtete und qualitativ hochwertige Anbindung zum Einsatz in Gleitlagern zeigt sich hier noch weiterer Forschungsbedarf.

Erweiterung der Simulationsumgebung In den vorgestellten Simulationsmodellen wurden bereits mehrere Funktionen integriert, beispielsweise die Versagenskriterien nach Puck für die Stützschale und die automatische Optimierung des Lagenaufbaus. Zusätzliche Erweiterungen, beispielsweise um thermische oder dynamische Vorgänge beim Betrieb eines Gleitlagers ließen sich ergänzen und könnten somit eine noch weitreichendere Berechnung der gesamten Struktur ermöglichen.

Formgebung Thermoplaste Obwohl hier mit dem Hot-Compression-Moulding sehr gute Ergebnisse erzielt werden konnten, ist die Weiterentwicklung hin zu alternativen Verarbeitungskonzepten zur Formgebung der Gleitschichtrohlinge sinnvoll. Da das Extrudat zur Verarbeitung im Hot-Compression-Moulding gemahlen werden muss, was grundsätzlich mit einer Verschlechterung der mechanischen Eigenschaften einhergeht, und es sich ferner hierbei um einen sehr diskontinuierlichen Prozess handelt, welcher sich nur bedingt in einer Massenfertigung integrieren lässt, können alternative Urformverfahren zur Herstellung der Gleitlagerrohlinge zielführend sein. Einerseits könnte direkt nach der Compoundierung eine Formgebung mittels Formextrusion erfolgen, bei komplexeren Strukturen jedoch auch durch Spritzguss oder 3D-Druck. Jedes dieser Verfahren eignet sich – abhängig von Stückzahl, Geometrie und Einsatzzweck – zur Formgebung der Gleitlagerrohlinge und ließe sich in eine Fertigung integrieren.

Außengeometrie Gleitschichtbuchsen Wie im vorherigen Punkt bereits angedeutet, steht in der äußeren Formgebung der Gleitlagerbuchsen eine weitere potente Möglichkeit zur Verbesserung der Kraftübertragung zwischen Gleitschicht und Stützstruktur zur Verfügung. Außenkonturen der Gleitschicht, wie beispielsweise ein „Kreisquadrat“, „Reuleaux-Dreieck“, „Vieleck“ oder „Vielkreis“ bieten aufgrund ihrer Kontur die Möglichkeit zu einer formschlüssigen Verbindung. Eine erheblich verbesserte Kraftübertragung, verglichen zu den

hier erzielten Werten, bei Compounds auf Basis von PEEK wäre somit auch ohne eine verbesserte Ausbildung von SIPNs möglich. Neben einer Formgebung in Umfangsrichtung, wäre mittels Konturierung in axialer Richtung auch eine Kraftübertragung stirnseitig zum Gleitlager durch Bildung eines oder mehrerer Hinterschnitte möglich. Beim Wickeln könnten diese Hinterschnitte durch Fasern belegt werden und Umfangsänderungen bei Bedarf durch lokale Verstärkung der Wicklungen ausgeglichen werden. Die Konturierung könnte dabei sowohl direkt im Urformprozess (beispielsweise Spritzguss) oder durch nachträgliche mechanische Bearbeitung realisiert werden.

Anhang | A

Literatur

Literaturverzeichnis

- [AG96] Josef Affenzeller und Heinz Gläser. *Lagerung und Schmierung von Verbrennungsmotoren*. Vienna: Springer Vienna, 1996. ISBN: 978-3-7091-7353-4. DOI: 10.1007/978-3-7091-6568-3.
- [AST00] ASTM International. *Test Method for Short-Beam Strength of Polymer Matrix Composite Materials and Their Laminates*. West Conshohocken, PA, 2000. DOI: 10.1520/D2344_D2344M-16.
- [AST19] ASTM International. *Practice for Fiber Reinforcement Orientation Codes for Composite Materials*. West Conshohocken, PA, 2019. DOI: 10.1520/D6507-19.
- [AVK10] AVK – Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe e. V. *Handbuch Faserverbundkunststoffe*. Wiesbaden: Vieweg+Teubner, 2010. ISBN: 978-3-8348-0881-3. DOI: 10.1007/978-3-8348-9355-0.
- [Bar93] Wilfried J. Bartz. *Selbstschmierende und wartungsfreie Gleitlager: Typen, Eigenschaften, Einsatzgrenzen und Anwendungen*. Bd. 422. Kontakt & Studium Tribologie. Ehningen bei Böblingen: expert-Verl., 1993. ISBN: 9783816909576.
- [Bas96] David Bashford. *Thermoplastics*. Dordrecht: Springer Netherlands, 1996. ISBN: 978-0-412-73350-5. DOI: 10.1007/978-94-009-1531-2.
- [Bau+07] Erwin Baur u. a. *Saehtling Kunststoff Taschenbuch: Neu: mit eBook zum Download und Glossary in 6 Sprachen auf CD*. 30. Ausg., überarbeitet & aktualisiert. München: Hanser, 2007. ISBN: 978-3-446-40352-9.
- [Bir16] Michel Biron. *Material Selection for Thermoplastic Parts*. Elsevier, 2016. ISBN: 9780702062841. DOI: 10.1016/C2013-0-18801-0.
- [BJN11] Ralf Bürgel, Hans Jürgen Maier und Thomas Niendorf. *Handbuch Hochtemperatur- Werkstofftechnik*. Wiesbaden: Vieweg+Teubner, 2011. ISBN: 978-3-8348-1388-6. DOI: 10.1007/978-3-8348-9907-1.
- [BO83] D. J. Blundell und B. N. Osborn. „The morphology of poly(arylether-ether-ketone)“. In: *Polymer* 24.8 (1983), S. 953–958. ISSN: 00323861. DOI: 10.1016/0032-3861(83)90144-1.
- [Boo97] E. Richard Booser, Hrsg. *Tribology data handbook: An excellent friction, lubrication and wear resource*. CRC Press, 1997. ISBN: 9780849339042.

- [Bra+20] Christian Brauner u. a. „Co-curing behaviour of thermoset composites with a thermoplastic boundary layer for welding purposes“. In: *Advanced Composites Letters* 29 (2020), S. 2633–366X. DOI: 10.1177/2633366X20902777.
- [CH10] Horst Czichos und Karl-Heinz Habig. *Tribologie-Handbuch*. Wiesbaden: Vieweg+Teubner, 2010. ISBN: 978-3-8348-0017-6. DOI: 10.1007/978-3-8348-9660-5.
- [CLD07] J. Cho, J. J. Luo und I. M. Daniel. „Mechanical characterization of graphite/epoxy nanocomposites by multi-scale analysis“. In: *Composites Science and Technology* 67.11-12 (2007), S. 2399–2407. ISSN: 02663538. DOI: 10.1016/j.compscitech.2007.01.006.
- [Deu04a] Deutsches Institut für Normung e. V. *Gleitlager: Augenlager*. Berlin, 2004.
- [Deu04b] Deutsches Institut für Normung e. V. *Gleitlager: Deckellager, Lagerschalen - Lagerbefestigung mit vier Schrauben*. Berlin, 2004.
- [Deu04c] Deutsches Institut für Normung e. V. *Gleitlager: Deckellager, Lagerschalen - Lagerbefestigung mit zwei Schrauben*. Berlin, 2004.
- [Deu04d] Deutsches Institut für Normung e. V. *Gleitlager: Flanschlager - Befestigung mit vier Schrauben*. Berlin, 2004.
- [Deu04e] Deutsches Institut für Normung e. V. *Gleitlager: Flanschlager - Befestigung mit zwei Schrauben*. Berlin, 2004.
- [Deu06] Deutsches Institut für Normung e. V. *Klebstoffe: Bestimmung der Scherfestigkeit von Klebungen zwischen starren Werkstoffen nach dem Blockscherverfahren (ISO 13445:2003)*. Berlin, 2006.
- [Deu07] Deutsches Institut für Normung e. V. *Strukturelle Klebstoffsysteme – Prüfverfahren – Teil 1: Bestimmung der Bindefestigkeit von einschnittig überlappenden Klebungen im Zugversuch*. Berlin, 2007.
- [Deu09] Deutsches Institut für Normung e. V. *Klebstoffe: Bestimmung der Zugscherfestigkeit von Überlappungsklebungen*; Berlin, 2009.
- [Deu11a] Deutschen Kunststoff-Institut. *Strukturklebstoffe: Bestimmung des Scherverhaltens struktureller Klebungen – Teil 1: Torsionsprüfverfahren unter Verwendung stumpf verklebter Hohlzylinder (ISO 11003-1:2001, modifiziert)*. Berlin, 2011.
- [Deu11b] Deutsches Institut für Normung e. V. *Wälzlager: Stehlagergehäuse für Wälzlager der Durchmesserreihe 2, mit kegeliger Bohrung und Spannhülse*. Berlin, 2011.

- [Deu17] Deutsches Institut für Normung e. V. *Kunststoffe – Dynamische Differenz-Thermoanalyse (DSC): Teil 1: Allgemeine Grundlagen (ISO 11357-1:2016)*. Berlin, 2017.
- [Deu18] Deutsches Institut für Normung e. V. *Kunststoffe – Dynamische Differenz-Thermoanalyse (DSC): Teil 3: Bestimmung der Schmelz- und Kristallisationstemperatur und der Schmelz- und Kristallisationsenthalpie (ISO 11357-3:2018)*. Berlin, 2018.
- [Deu83] Deutsches Institut für Normung e. V. *Sinnbilder und ihre Anwendung*. Berlin, 1983.
- [Deu86] Deutsches Institut für Normung e. V. *Prüfung von faserverstärkten Kunststoffen: Bestimmung der interlaminaeren Scherfestigkeit im Zugversuch*. Berlin, 1986.
- [Deu89] Deutsches Institut für Normung e. V. *Glasfaserversärkte Kunststoffe: Prüfverfahren zur Bestimmung der scheinbaren interlaminaeren Scherfestigkeit*. Berlin, 1989.
- [Deu97] Deutsches Institut für Normung e. V. *Kohlenstoffaserverstärkte Kunststoffe: Unidirektionale Lamine - Bestimmung der scheinbaren interlaminaeren Scherfestigkeit*. Berlin, 1997.
- [Deu98a] Deutsches Institut für Normung e. V. *Faserversärkte Kunststoffe: Prüfverfahren zur Bestimmung der scheinbaren interlaminaeren Scherfestigkeit nach dem Dreipunktverfahren mit kurzem Balken*. Berlin, 1998.
- [Deu98b] Deutsches Institut für Normung e. V. *Gleitlager - Teil 6: Buchsen aus Thermoplasten*. Berlin, 1998.
- [Dom+12] Hans Domininghaus u. a., Hrsg. *Kunststoffe*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2012. ISBN: 978-3-642-16172-8. DOI: 10.1007/978-3-642-16173-5.
- [Eng19] Frank Engelmann. *Maschinenelemente kompakt*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2019. ISBN: 978-3-662-57954-1. DOI: 10.1007/978-3-662-57955-8.
- [Ens18] Ensinger GmbH. *TECAMID 12 natural: Halbzeuge (Rundstäbe, Platten, Hohlstäbe)*. Nufingen, 2018.
- [Ens19] Ensinger GmbH. *TECAPEEK natural: Halbzeuge (Rundstäbe, Platten, Hohlstäbe)*. Nufingen, 2019.

- [Ens20a] Ensinger GmbH. *TECAPEI natural: Halbzeuge (Rundstäbe, Platten, Hohlstäbe)*. Nufringen, 2020.
- [Ens20b] Ensinger GmbH. *TECASON S natural: Halbzeuge (Rundstäbe, Platten, Hohlstäbe)*. Nufringen, 2020.
- [Eur00] Europäisches Parlament. *Richtlinie 2000/53/EG des Europäischen Parlaments und des Rates vom 18. September 2000 über Altfahrzeuge*. 2000.
- [Fra+03] Bejoy Francis u. a. „Cure kinetics and morphology of blends of epoxy resin with poly (ether ether ketone) containing pendant tertiary butyl groups“. In: *Polymer* 44.13 (2003), S. 3687–3699. ISSN: 00323861. DOI: 10.1016/S0032-3861(03)00296-9.
- [Fra+05] Bejoy Francis u. a. „Hydroxyl terminated poly(ether ether ketone) with pendent methyl group toughened epoxy resin: miscibility, morphology and mechanical properties“. In: *Polymer* 46.26 (2005), S. 12372–12385. ISSN: 00323861. DOI: 10.1016/j.polymer.2005.10.103.
- [Fri13] Horst E. Friedrich. *Leichtbau in der Fahrzeugtechnik*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2013. ISBN: 978-3-8348-1467-8. DOI: 10.1007/978-3-8348-2110-2.
- [FTD20] Ujala Farooq, Julie Teuwen und Clemens Dransfeld. „Toughening of Epoxy Systems with Interpenetrating Polymer Network (IPN): A Review“. In: *Polymers* 12.9 (2020). DOI: 10.3390/polym12091908.
- [FZR95] Manfred Flemming, Gerhard Ziegmann und Siegfried Roth. *Faserverbundbauweisen: Fasern und Matrices*. Berlin: Springer, 1995. ISBN: 3-540-58645-8.
- [FZR99] Manfred Flemming, Gerhard Ziegmann und Siegfried Roth. *Faserverbundbauweisen: Fertigungsverfahren mit duroplastischer Matrix*. Berlin: Springer, 1999. ISBN: 3540408258.
- [GF14] Karl-Heinrich Grote und Jörg Feldhusen. *Dubbel*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2014. ISBN: 978-3-642-38890-3. DOI: 10.1007/978-3-642-38891-0.
- [GK00] Shang-Lin Gao und Jang-Kyo Kim. „Cooling rate influences in carbon fibre/PEEK composites. Part 1. Crystallinity and interface adhesion“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 31.6 (2000), S. 517–530. DOI: 10.1016/S1359-835X(00)00009-9.

- [HA69] John C. Halpin und Air Force Materials Laboratory. *Effects of environmental factors on composite materials*. Wright-Patterson Air Force Base, OH: Air Force Materials Laboratory, Air Force Systems Command, 1969.
- [HB05] Horst Haberhauer und Ferdinand Bodenstern. *Maschinenelemente*. Berlin/Heidelberg: Springer-Verlag, 2005. ISBN: 3-540-22284-7. DOI: 10.1007/b137982.
- [Hil64] R. Hill. „Theory of mechanical properties of fibre-strengthened materials: I. Elastic behaviour“. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 12.4 (1964), S. 199–212. ISSN: 00225096. DOI: 10.1016/0022-5096(64)90019-5.
- [HK76] J. C. Halpin und J. L. Kardos. „The Halpin-Tsai equations: A review“. In: *Polymer Engineering and Science* 16.5 (1976), S. 344–352. ISSN: 0032-3888. DOI: 10.1002/pen.760160512.
- [HO13] Martin Hinsch und Jens Olthoff. *Impulsgeber Luftfahrt*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2013. ISBN: 978-3-642-32668-4. DOI: 10.1007/978-3-642-32669-1.
- [Hu+06] Bing Hu u. a. „Study on Improvement of Thermal and Mechanical Properties of PEEK-Modified Epoxy Resins“. In: *2006 7th International Conference on Electronic Packaging Technology*. IEEE, 2006, S. 1–5. ISBN: 1-4244-0619-6. DOI: 10.1109/ICEPT.2006.359780.
- [Hun13] Huntsman Advanced Materials (Switzerland) GmbH. *Datasheet: Araldite LY 556* / Aradur 906* / Accelerator DY 070**. 7. Aug. 2013. URL: https://samaro.fr/pdf/FT/Araldite_FT_LY_556_Aradur_906_Accelerator_DY070_EN.pdf (besucht am 23. 06. 2021).
- [Kir07] Eckhard Kirchner, Hrsg. *Leistungsübertragung in Fahrzeuggetrieben*. Springer Berlin Heidelberg, 2007. DOI: 10.1007/978-3-540-35292-1.
- [KLS78] Karl Kollmann, Otto Robert Lang und Waldemar Steinhilper. *Gleitlager*. Bd. 31. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 1978. ISBN: 978-3-642-81226-2. DOI: 10.1007/978-3-642-81225-5.
- [Köh+92] Köhler u. a. *Maschinenteile*. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, 1992. ISBN: 978-3-322-91868-0. DOI: 10.1007/978-3-322-91867-3.
- [Lan73] J. K. Lancaster. „Dry bearings: a survey of materials and factors affecting their performance“. In: *Tribology* 6.6 (1973), S. 219–251. ISSN: 00412678. DOI: 10.1016/0041-2678(73)90172-3.

- [May20] David May. *Integrierte Produktentwicklung mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2020. ISBN: 978-3-662-60285-0. DOI: 10.1007/978-3-662-60286-7.
- [McK10] Laurence W. McKeen. *Fatigue and tribological properties of plastics and elastomers*. 2. ed. PDL handbook series. Amsterdam: William Andrew, 2010. ISBN: 9780080964508. URL: <http://site.ebrary.com/lib/alltitles/docDetail.action?docID=10378865>.
- [MH92] A. A. Mehmet-Alkan und J. N. Hay. „The crystallinity of poly(ether ether ketone)“. In: *Polymer* 33.16 (1992), S. 3527–3530. ISSN: 00323861. DOI: 10.1016/0032-3861(92)91116-J.
- [MN02] Uwe J. Möller und Jamil Nassar. *Schmierstoffe im Betrieb*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2002. ISBN: 978-3-642-62620-3. DOI: 10.1007/978-3-642-56379-9.
- [Mur01] John Murphy. *Additives for plastics handbooks*. 2nd ed. Kidlington, Oxford, UK und New York, NY, USA: Elsevier Science Ltd, 2001. ISBN: 1856173704. URL: <http://search.ebscohost.com/login.aspx?direct=true&scope=site&db=nlebk&db=nlabk&AN=207331>.
- [Nai+20] C. Naili u. a. „Short fiber reinforced composites: Unbiased full-field evaluation of various homogenization methods in elasticity“. In: *Composites Science and Technology* 187 (2020), S. 107942. ISSN: 02663538. DOI: 10.1016/j.compscitech.2019.107942.
- [Nis06] Budyans; Nisbett. *Shigley’s Mechanical Engineering Design*. McGraw–Hill Primis, 2006. ISBN: 0–390–76487–6.
- [NWH05] Gustav Niemann, Hans Winter und Bernd-Robert Höhn. *Maschinenelemente: Band 1: Konstruktion und Berechnung von Verbindungen, Lagern, Wellen*. 4., bearb. Aufl. Berlin: Springer, 2005. ISBN: 3540251251.
- [Oss12] Tim A. Osswald. *Materials Science of Polymers for Engineers 3e*. HANSER PUBLN, 2012. 595 S. ISBN: 978-1-56990-524-1. URL: https://www.ebook.de/de/product/19034535/tim_a_osswald_materials_science_of_polymers_for_engineers_3e.html.
- [Reu29] A. Reuss. „Berechnung der Fließgrenze von Mischkristallen auf Grund der Plastizitätsbedingung für Einkristalle“. In: *ZAMM - Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik* 9.1 (1929), S. 49–58. ISSN: 00442267. DOI: 10.1002/zamm.19290090104.

- [RRM04] Donald V. Rosato, Dominick V. Rosato und John Murphy, Hrsg. *Reinforced plastics handbook*. 3rd ed. Oxford: Elsevier Advanced Technology, 2004. ISBN: 9781856174503. URL: <http://www.sciencedirect.com/science/book/9781856174503>.
- [Sau18] Bernd Sauer. *Konstruktionselemente des Maschinenbaus 2*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2018. ISBN: 978-3-642-39502-4. DOI: 10.1007/978-3-642-39503-1.
- [Sch06] Berthold Schlecht. *Maschinenelemente 1*. Pearson Deutschland GmbH, Nov. 2006. 736 S. URL: https://www.ebook.de/de/product/37077635/berthold_schlecht_maschinenelemente_1.html.
- [SRS19] G. Struzziero, B. Remy und A. A. Skordos. „Measurement of thermal conductivity of epoxy resins during cure“. In: *Journal of Applied Polymer Science* 136.5 (2019), S. 47015. ISSN: 00218995. DOI: 10.1002/app.47015.
- [Ste96] Waldemar Steinhilper. *Maschinen- und Konstruktionselemente 3. Elastische Elemente, Federn Achsen und Wellen Dichtungstechnik Reibung, Schmierung, Lagerungen*. Hrsg. von Rudolf Röper. Berlin, 1996. URL: <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-642-61102-5>.
- [Tei20] Teijin Carbon Europe GmbH. *Tenax Filament Yarn: Product Data Sheet (EU)*. 2020.
- [TL99] Charles L. Tucker III und Erwin Liang. „Stiffness predictions for unidirectional short-fiber composites: Review and evaluation“. In: *Composites Science and Technology* 59.5 (1999), S. 655–671. ISSN: 02663538. DOI: 10.1016/S0266-3538(98)00120-1.
- [Utr02] Leszek A. Utracki, Hrsg. *Polymer blends handbook*. Dordrecht: Kluwer, 2002. ISBN: 1402011105.
- [Voi89] W. Voigt. „Über die Beziehung zwischen den beiden Elasticitätsconstanten isotroper Körper“. In: *Annalen der Physik* 274.12 (1889), S. 573–587. ISSN: 00033804. DOI: 10.1002/andp.18892741206.
- [Wit+15] Herbert Wittel u. a. *Roloff/Matek Maschinenelemente*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2015. ISBN: 978-3-658-09081-4. DOI: 10.1007/978-3-658-09082-1.
- [Wri05] Peter Wriggers, Hrsg. *Introduction to Computational Micromechanics*. Bd. 20. Lecture Notes in Applied and Computational Mechanics. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag GmbH, 2005. ISBN: 978-3-540-32360-0. DOI: 10.1007/11672913.

- [ZA13] Albert Ziegler und Hans-Josef Allelein. *Reaktortechnik*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2013. ISBN: 978-3-642-33845-8. DOI: 10.1007/978-3-642-33846-5.
- [Zha09] Zhengji Zhang. *Freistrahlturbinen*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2009. ISBN: 978-3-540-70771-4. DOI: 10.1007/978-3-540-70772-1.

Anhang | **B**

Simulation

Zugmoduln nach Mischungsregel und Simulation

Tabelle B.1.: Berechnete Zugmoduln nach Mischungsregel und Simulationsansätzen beispielhafter Compounds aus PEEK und PTFE

Anteil Additiv	Mischungsregel	Punktlagerung	Linienlagerung
0 %	3850 MPa	3850 MPa	3850 MPa
5 %	3681 MPa	3577 MPa	3584 MPa
10 %	3512 MPa	3325 MPa	3313 MPa
15 %	3343 MPa	3090 MPa	3074 MPa
20 %	3174 MPa	2870 MPa	2844 MPa
25 %	3005 MPa	2660 MPa	2656 MPa
30 %	2836 MPa	2459 MPa	2459 MPa
35 %	2667 MPa	2265 MPa	2285 MPa
40 %	2498 MPa	2079 MPa	2126 MPa
45 %	2329 MPa	1898 MPa	2004 MPa
50 %	2160 MPa	1718 MPa	1880 MPa

Anhang **C**

Programmcode

Makro zur Partikelerstellung

```
Option Explicit

2
  '!!!Wenn hier die Zehnerpotenzen geaendert werden, muss
    eine Anpassung in der Funktion Radius erfolgen!!!

4
  'Groesse des umfassenden Wuerfels
6   Const BoxSize As Double = 0.001 ' (1mm)

8 Sub main()
   Dim swApp As SldWorks.SldWorks
10  Dim swDoc As ModelDoc2
   Dim swBody As Body2
12  Dim swPart As PartDoc
   Dim swModeler As Modeler
14  Dim swFeat As Feature

16  Set swApp = Application.SldWorks
   Set swDoc = swApp.ActiveDoc
18  Set swPart = swDoc
   Set swModeler = swApp.GetModeler

20
   Dim swSurf As Surface
22  Dim swSurfPara As SldWorks.
    SurfaceParameterizationData
   Dim tempCenter(3) As Double
24  Dim UVRange(3) As Double
   Dim vCenter As Variant
26  Dim vAxis As Variant
   Dim vRefDir As Variant
28  Dim i As Long
   Dim Stopwatch As Double
30  Dim swModel As SldWorks.ModelDoc2

32  'Randabstand abfragen
   Dim Abstand As Double
34  Abstand = InputBox("Der_Randabstand_in_m?", "
    Randabstand", 0.00001)

36  Dim Koordinaten(1000, 2) As Double
   Dim j As Long
```

```

38     j = 1
      Dim k As Integer
40     k = 0
      Dim x As Integer
42     Dim y As Integer
      Dim z As Integer
44
      'Wuerfel aufteilen in 10x10x10 Teile
46     For x = 1 To 10
          For y = 1 To 10
48             For z = 1 To 10

50                 Koordinaten(j, 0) = Abstand + ((BoxSize - 2
                    * Abstand) / 20) + (x - 1) * ((BoxSize
                    - 2 * Abstand) / 10)
                    Koordinaten(j, 1) = Abstand + ((BoxSize - 2
                    * Abstand) / 20) + (y - 1) * ((BoxSize
                    - 2 * Abstand) / 10)
52                 Koordinaten(j, 2) = Abstand + ((BoxSize - 2
                    * Abstand) / 20) + (z - 1) * ((BoxSize
                    - 2 * Abstand) / 10)
                    j = j + 1
54                 Next
            Next
56     Next

58     'Anzahl Partikel
      Dim NumPartikel As Long
      NumPartikel = InputBox("Wieviele Partikel sollen
60         erstellt werden?", "Partikelanzahl", 1)
      Dim qArray() As Long
62     ReDim qArray(1 To NumPartikel)
      qArray() = RandomQuestionArray(NumPartikel)
64
      'Grenzwerte der Partikelgroesse
66     Dim PartikelMin As Double
      Dim PartikelMax As Double

68     'Neuen Startwert fuer Zufallszahl erstellen, da
        sonst immer das gleiche Ergebnis folgen wuerde
70     Randomize

```

```
72      'Eingabe der Partikelgroesse
PartikelMin = InputBox("Der_Mindestradius_in_m?", "
    Mindestradius", 0.0000495)
74      PartikelMax = InputBox("Der_Maximalradius_in_m?_
    Maximal_erlaubt_sind:_ " & ((BoxSize - 2 *
    Abstand) / 20), "Maximalradius", 0.0000495)

76      'Timer starten
StopWatch = Timer

78

80      'Partikel erstellen
For i = 1 To NumPartikel
    tempCenter(0) = Koordinaten(qArray(i), 0):
        tempCenter(1) = Koordinaten(qArray(i), 1):
        tempCenter(2) = Koordinaten(qArray(i), 2)
82      vCenter = tempCenter
    tempCenter(0) = 0: tempCenter(1) = 0:
        tempCenter(2) = 1
84      vAxis = tempCenter
    tempCenter(0) = 0: tempCenter(1) = 1:
        tempCenter(2) = 0
86      vRefDir = tempCenter
    Set swSurf = swModeler.CreateSphericalSurface2(
        vCenter, vAxis, vRefDir, Radius(PartikelMin
        , PartikelMax))
88      Set swSurfPara = swSurf.Parameterization2
    UVRange(0) = swSurfPara.UMin
90      UVRange(1) = swSurfPara.UMax
    UVRange(2) = swSurfPara.VMin
92      UVRange(3) = swSurfPara.VMax
    Set swBody = swModeler.CreateSheetFromSurface(
        swSurf, UVRange)
94      Set swFeat = swPart.CreateFeatureFromBody3(
        swBody, False, swCreateFeatureBodyCheck +
        swCreateFeatureBodySimplify)
    swFeat.Name = "Partikel_" & i
96      Next

98      Set swModel = swApp.ActiveDoc
    swModel.Extension.RunCommand swCommands_e.
        swCommands_NormalTo, ""
100     swModel.ViewZoomtofit2
```

```

    MsgBox "Erstellt in " & Round(Timer - Stopwatch, 2)
    & " Sekunden."
102 End Sub

104 Function RandomQuestionArray(ByVal Partikel As Double)
    Randomize
106 Dim i As Long, n As Long
    Dim numArray() As Long
108 ReDim numArray(1 To Partikel)
    Dim numCollection As New Collection

110
    With numCollection
112 For i = 1 To 1000
        .Add i
114 Next
        For i = 1 To Partikel
116 n = Rnd * (.Count - 1) + 1
            numArray(i) = numCollection(n)
118 .Remove n
        Next
120 End With
    RandomQuestionArray = numArray()
122 End Function

124 Function Radius(ByVal MyMin As Double, ByVal MyMax As
    Double)
    Randomize
126 Radius = ((MyMax * 100000 - MyMin * 100000) * Rnd +
        MyMin * 100000) / 100000 'Zufaelligen
        Radius erstellen
        'Die Multiplikation der Einzelwerte muss
        durchgefuehrt werden, da Rnd nur Zahlen
        zwischen Null und Eins generieren kann.
        Andernfalls wuerden die Radien zu gross werden.
128 End Function

```

Faserwickelmaschine

WELLE.MPF

```
1 N00 PROC WELLE
   ;Referenzpunkt X-Achse anfahren
3 Referenzpunkt P1
   ;Startposition anfahren
5 N01 G01 G60 G94 X0 Y60 Z-500 U0 F2000
   M00
7 ;Fadenspannung auf 15N setzen
   H1500
9 ;Spulenstaender in Automatik setzen
   M14
11 ;Faden zusaetzlich fixieren
   N02 Drehung P1
13 ;1 Lage
   N10 LAGE11 P1
15 N11 LAGE1 P49
   N15 OFFSET P1
17 N19 Drehung P2
   ;2 Lage
19 N20 LAGE2 P41
   N25 OFFSET P1
21 N29 Drehung P1
   ;3 Lage
23 N30 LAGE3 P29
   N35 OFFSET P1
25 N39 Drehung P1
   ;4 Lage
27 N40 LAGE4 P15
   N45 OFFSET P1
29 N49 Drehung P1
   ;5 Lage
31 N50 LAGE5 P1
   N55 OFFSET P1
33 N59 Drehung P1
   ;Spulenstaender Einrichtbetrieb
35 M13
   ;Programmende
37 M30
```

REFERENZPUNKT.SPF

```
1 ; Referenzpunkt X anfahren
  N01 spcof
3  M21
  M09
5  G04 F2
  s1=10m3
7  G04 F10
  spcon
9  acc[s1]=1
  spos=0
11 G04 F2
  acc[s1]=100
13 G01 G90 X0 F1
  ; Zurueck ins Hauptprogramm
15 RET
```

DREHUNG.SPF

```
1 ; Unterprogramm Drehung
  ; Fadenspannung auf 15N setzen
3  H1500
  ; Drehung um 360 Grad
5  ; FGROUP(X)
  G01 G64 G91 G94 X360 F2000
7  ; FGROUP()
  ; Fadenspannung auf 5N setzen
9  H500
  RET
```

OFFSET.SPF

```
N00 PROC OFFSET
2 FGROUP(X)
  ;Verschiebung um 2mm nach aussen
4 N10 G01 G64 G91 G94 Y-4 F1000
  N20 X540
6 FGROUP()
  RET
```

LAGE11.SPF

```
1 N00 PROC LAGE11
  FGROUP(X)
3 ;X entspricht X2 aus Berechnung
  ;F entspricht Fx aus Berechnung
5 N10 G01 G64 G91 G94 X233.8725 F10341.536
  ;
7 ;X entspricht X1 aus Berechnung
  ;Y entspricht Wickellaenge
9 N20 X309.7275 Y260
  ;
11 ;X entspricht X2 aus Berechnung
  N30 X233.8725
13 N31 X360
  ;
15 ;X entspricht X1 aus Berechnung
  ;Y entspricht Wickllaenge
17 N40 X309.7275 Y-260
  FGROUP()
19 RET
```

LAGE1.SPF

```
1 N00 PROC LAGE1
  FGROUP(X)
3 ;X entspricht X2 aus Berechnung
  ;F entspricht Fx aus Berechnung
5 N10 G01 G64 G91 G94 X233.8725 F10341.536
  ;X entspricht X1 aus Berechnung
7 ;Y entspricht Wickellaenge
  N20 X309.7275 Y260
9 ;
  ;X entspricht X2 aus Berechnung
11 N30 X233.8725
  ;
13 ;X entspricht X1 aus Berechnung
  ;Y entspricht Wickllaenge
15 N40 X309.7275 Y-260
  FGROUP()
17 RET
```

LAGE2.SPF

```
1 N00 PROC LAGE2
  FGROUP(X)
3 ;X entspricht X2 aus Berechnung
  ;F entspricht Fx aus Berechnung
5 N10 G01 G64 G91 G94 X173.4935 F14632.8167
  ;X entspricht X1 aus Berechnung
7 ;Y entspricht Wickellaenge
  N20 X550.8967 Y268
9 ;
  ;X entspricht X2 aus Berechnung
11 N30 X173.4935
  ;
13 ;X entspricht X1 aus Berechnung
  ;Y entspricht Wickllaenge
15 N40 X550.8967 Y-268
  FGROUP()
17 RET
```

LAGE3.SPF

```
1 N00 PROC LAGE3
  FGROU(X)
3 ;X entspricht X2 aus Berechnung
  ;F entspricht Fx aus Berechnung
5 N10 G01 G64 G91 G94 X279.4704 F18001.0911
  ;X entspricht X1 aus Berechnung
7 ;Y entspricht Wickellaenge
  N20 X986.7366 Y276
9 ;
  ;X entspricht X2 aus Berechnung
11 N30 X279.4704
  ;
13 ;X entspricht X1 aus Berechnung
  ;Y entspricht Wickllaenge
15 N40 X986.7366 Y-276
  FGROU()
17 RET
```

LAGE4.SPF

```
1 N00 PROC LAGE4
  FGROU(X)
3 ;X entspricht X2 aus Berechnung
  ;F entspricht Fx aus Berechnung
5 N10 G01 G64 G91 G94 X158.4039 F20115.8458
  ;X entspricht X1 aus Berechnung
7 ;Y entspricht Wickellaenge
  N20 X2193.5962 Y284
9 ;
  ;X entspricht X2 aus Berechnung
11 N30 X158.4039
  ;
13 ;X entspricht X1 aus Berechnung
  ;Y entspricht Wickllaenge
15 N40 X2193.5962 Y-284
  FGROU()
17 RET
```

LAGE5.SPF

```
1 N00 PROC LAGE5
  FGROUP(X)
3  ;X entspricht X1 aus Berechnung
  ;Y entspricht Wickllaenge
5  ;F entspricht Fx aus Berechnung
  N10 G01 G64 G91 G94 X34080 Y284 F20831.6893
7  FGROUP()
  RET
```


Anhang | **D**
Messwerte

Interlaminare Scherfestigkeit

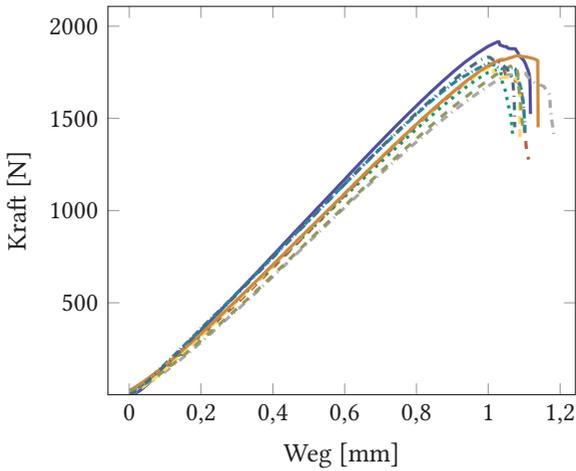


Abbildung D.1.: Kraft-Weg-Kurven der untersuchten Anbindungen zwischen Epoxid und Thermoplasten (Referenz)

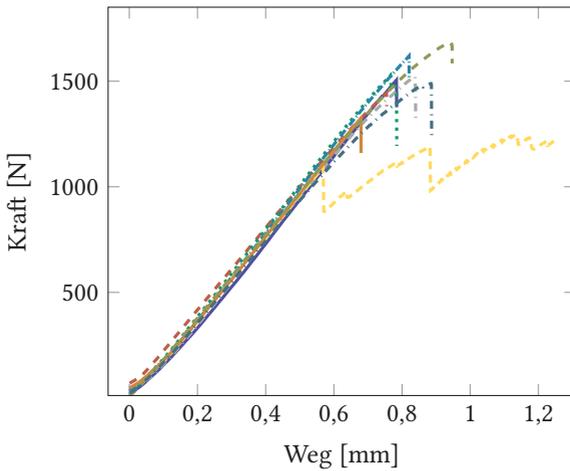


Abbildung D.2.: Kraft-Weg-Kurven der untersuchten Anbindungen zwischen Epoxid und Thermoplasten (PES)

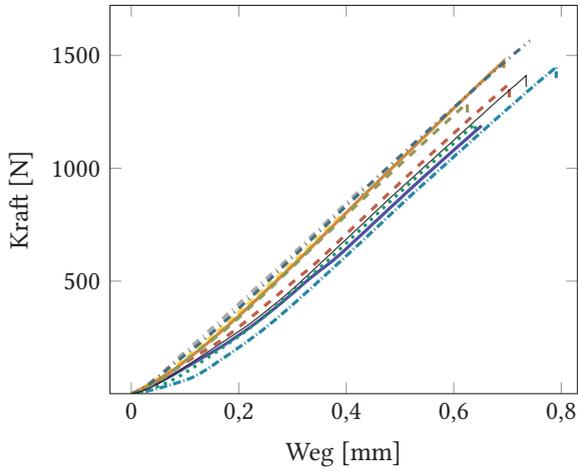


Abbildung D.3.: Kraft-Weg-Kurven der untersuchten Anbindungszone zwischen Epoxid und Thermoplasten (PEI)

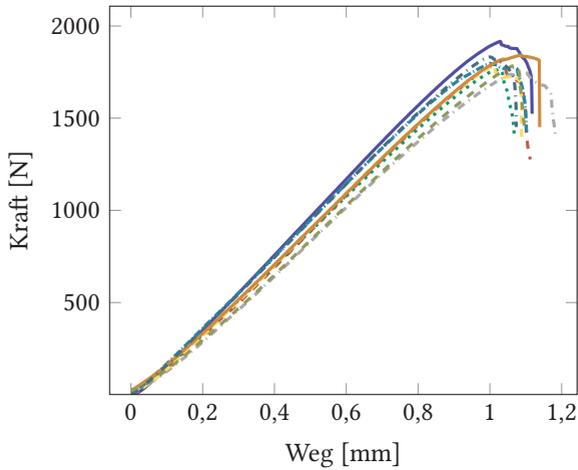


Abbildung D.4.: Kraft-Weg-Kurven der untersuchten Anbindungszone zwischen Epoxid und Thermoplasten (PEEK)

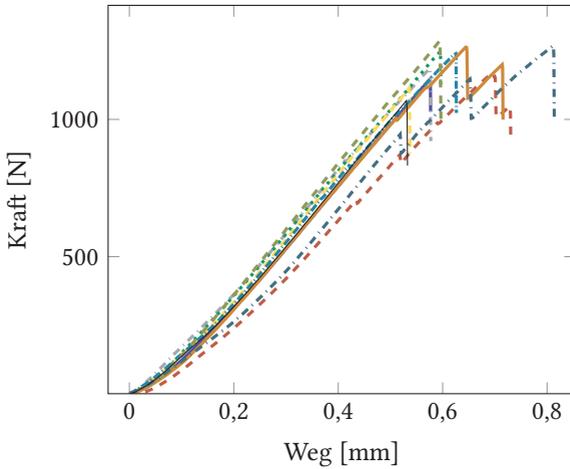


Abbildung D.5.: Kraft-Weg-Kurven der untersuchten Anbindungszonen zwischen Epoxid und Thermoplasten (PSU)

Tabelle D.1.: Messergebnisse der scheinbaren interlaminaren Scherfestigkeit der Anbindung zwischen Thermoplasten und Epoxidharz

Grundpolymer	Probennummer	τ_{max}	Versagensart
Referenz vierlagig reines GFK	Ref. 1	56,0 MPa	m. E.
	Ref. 2	58,1 MPa	m. E.
	Ref. 3	53,6 MPa	m. E.
	Ref. 4	54,1 MPa	m. E.
	Ref. 5	54,0 MPa	e. E.
	Ref. 6	58,0 MPa	m. E.
	Ref. 7	55,9 MPa	m. E.
	Ref. 8	56,6 MPa	m. E.
	Ref. 9	56,1 MPa	m. E.
	Ref. 10	58,7 MPa	e. E.
	PES 1	43,0 MPa	e. E.

Tabelle D.1.: Fortsetzung: Messergebnisse der scheinbaren interlaminaeren Scherfestigkeit der Anbindung zwischen Thermoplasten und Epoxidharz

Grundpolymer	Probennummer	τ_{max}	Versagensart
PES-Zwischenlage	PES 2	41,6 MPa	e. E.
	PES 3	35,5 MPa	e. E.
	PES 4	43,0 MPa	e. E.
	PES 5	41,6 MPa	e. E.
	PES 6	35,8 MPa	m. E.
	PES 7	46,7 MPa	e. E.
	PES 8	37,8 MPa	e. E.
	PES 9	49,6 MPa	e. E.
	PES 10	42,1 MPa	e. E.
	PEI-Zwischenlage	PEI 1	35,7 MPa
PEI 2		41,6 MPa	e. E.
PEI 3		27,3 MPa	e. E.
PEI 4		35,8 MPa	e. E.
PEI 5		24,2 MPa	e. E.
PEI 6		43,9 MPa	e. E.
PEI 7		43 MPa	e. E.
PEI 8		39,1 MPa	e. E.
PEI 9		46,7 MPa	e. E.
PEI 10		42,6 MPa	e. E.
PEEK-Zwischenlage	PEEK 1	56,2 MPa	m. E.
	PEEK 2	61,0 MPa	m. E.
	PEEK 3	53,1 MPa	e. E.
	PEEK 4	58,3 MPa	m. E.
	PEEK 5	55,4 MPa	e. E.

Tabelle D.1.: Fortsetzung: Messergebnisse der scheinbaren interlaminaren Scherfestigkeit der Anbindung zwischen Thermoplasten und Epoxidharz

Grundpolymer	Probennummer	τ_{max}	Versagensart
	PEEK 6	56,1 MPa	e. E.
	PEEK 7	61,4 MPa	e. E.
	PEEK 8	54,3 MPa	e. E.
	PEEK 9	56,0 MPa	e. E.
	PEEK 10	55,4 MPa	e. E.
	PSU 1	34,4 MPa	e. E.
	PSU 2	34,4 MPa	e. E.
	PSU 3	34,2 MPa	e. E.
	PSU 4	38,0 MPa	e. E.
PSU-Zwischenlage	PSU 5	32,1 MPa	e. E.
	PSU 6	35,2 MPa	e. E.
	PSU 7	36,0 MPa	e. E.
	PSU 8	36,7 MPa	e. E.
	PSU 9	36,5 MPa	e. E.
	PSU 10	31,1 MPa	e. E.

DSC-Messungen

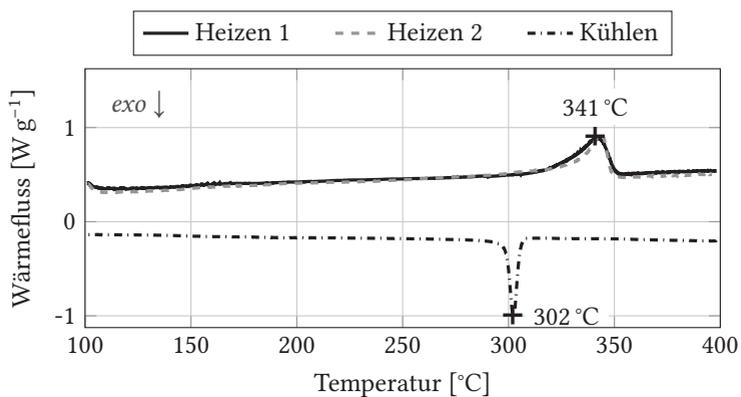


Abbildung D.6.: DSC des verwendeten PEEK ohne zugefügte Additive

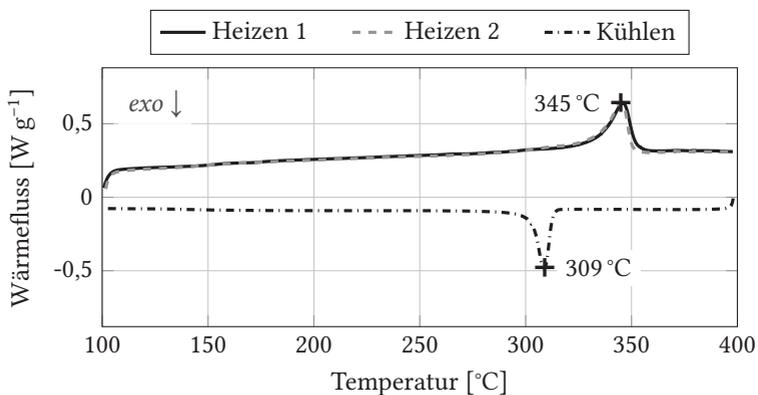


Abbildung D.7.: DSC des hergestellten Compounds B1

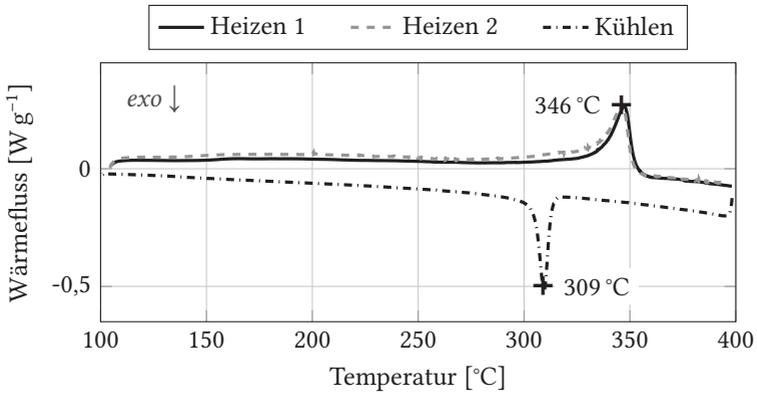


Abbildung D.8.: DSC des hergestellten Compounds B2

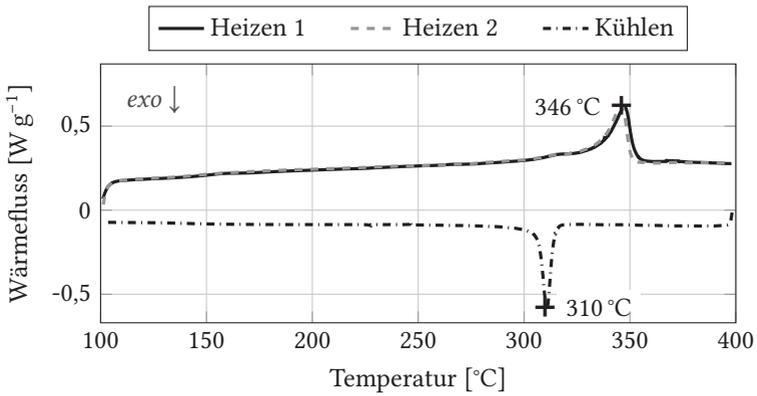


Abbildung D.9.: DSC des hergestellten Compounds B3

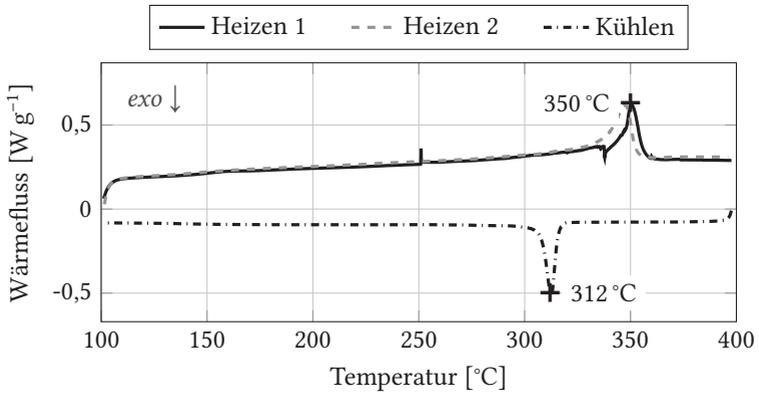


Abbildung D.10.: DSC des hergestellten Compounds B4

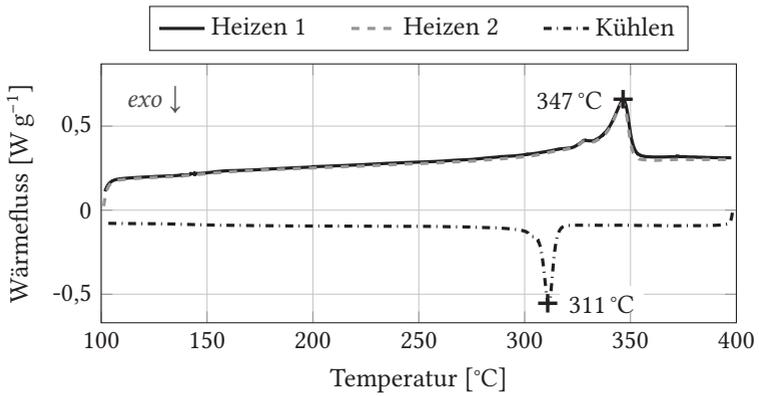


Abbildung D.11.: DSC des hergestellten Compounds B5

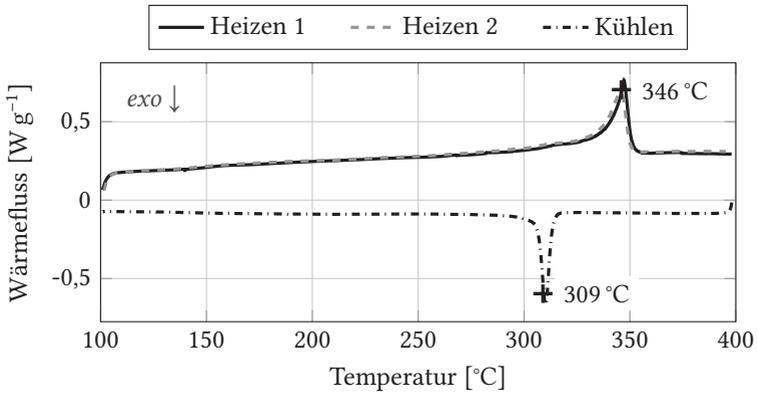


Abbildung D.12.: DSC des hergestellten Compounds B6

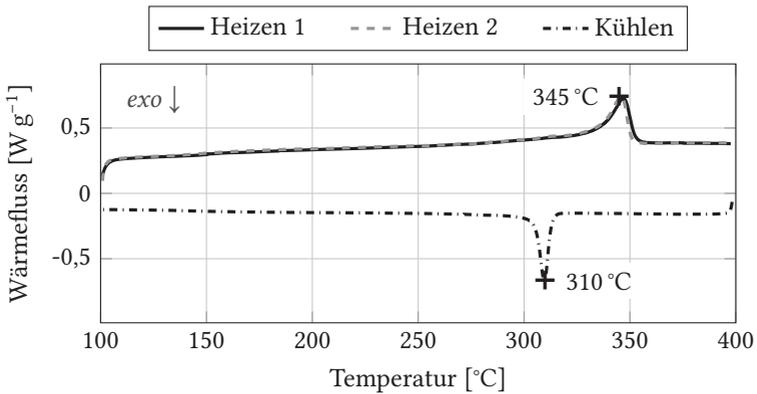


Abbildung D.13.: DSC des hergestellten Compounds B7

