

**Entwicklung einer Beschreibungsmethodik für das  
mechanische Verhalten unverstärkter Thermoplaste  
bei hohen Deformationsgeschwindigkeiten**

Dissertation

zur Erlangung des Grades  
eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)  
vorgelegt der

Martin-Luther-Universität Halle-Wittenberg  
Zentrum für Ingenieurwissenschaften

von

Herrn Florian Becker

geb. am 15. Mai 1976 in Hanau

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. H. Altenbach  
Prof. Dr.-Ing. S. Kolling

Tag der Einreichung: 19. Oktober 2009  
Tag der öffentlichen Verteidigung: 27. November 2009

Halle (Saale), 2009



# Danksagung

An dieser Stelle möchte ich allen danken, die ihren Teil zur Durchführung dieser Arbeit beigetragen haben.

Hier sei zuerst Herr Prof. Holm Altenbach genannt, für seine Bereitschaft, diese Dissertation zu betreuen und mit regem Interesse die Entstehung zu begleiten.

Des Weiteren danke ich Herrn Prof. Stefan Kolling für die Übernahme des zweiten Gutachtens und der hilfreichen Diskussionen und Hinweisen bezüglich der Ausrichtung der Arbeit.

Am Deutschen Kunststoff-Institut möchte ich mich bei allen bedanken, die mich während der Durchführung der Arbeit unterstützt haben. Genannt seien besonders Vladimir Kolupaev, Reinhold Damko, Axel Nierbauer, Sebastian Bühler, Arnim Kraatz und Frank Kunkel. Sie haben durch hilfreiche Diskussionen, der Durchführung zahlloser Prüfungen, als auch durch Entlastung bei anderen Aufgaben massgeblich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen.



# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung</b>	<b>1</b>
1.1	Einführung . . . . .	1
1.2	Motivation und Problemstellung . . . . .	2
1.2.1	Einsatz von Kunststoffen in crashrelevanten Bereichen . . . . .	2
1.2.2	Verbesserung der Materialbeschreibung bei hohen Deformationsgeschwindigkeiten . . . . .	2
1.3	Vorgehensweise . . . . .	4
<b>2</b>	<b>Kunststoffe in crashrelevanten Strukturen</b>	<b>5</b>
2.1	Einsatzgebiete . . . . .	5
2.2	Aufbau von Kunststoffen . . . . .	5
2.3	Mechanische Eigenschaften . . . . .	8
2.3.1	Temperatur . . . . .	8
2.3.2	Belastungsart . . . . .	8
2.3.3	Verformungsgeschwindigkeit . . . . .	10
2.3.4	Materialverfestigung . . . . .	11
2.3.5	Probekörper einschnürung . . . . .	12
2.4	Mechanisches Verhalten von Kunststoffen im Vergleich zu Metallen . . . . .	13
<b>3</b>	<b>Materialcharakterisierung</b>	<b>14</b>
3.1	Bestimmung relevanter physikalischer Größen . . . . .	14
3.1.1	Dehnungsberechnung . . . . .	15
3.1.2	Querdehnungsverhalten . . . . .	15
3.1.3	Spannungsberechnung . . . . .	16
3.1.4	Dehnrates . . . . .	18
3.2	Versuchstechnik . . . . .	21
3.2.1	Hochgeschwindigkeitsprüfanlage . . . . .	21
3.2.2	Messtechnik . . . . .	23
<b>4</b>	<b>Probekörpergeometrie</b>	<b>27</b>
4.1	Zugversuche . . . . .	27
4.1.1	Dehnratesverlauf . . . . .	29
4.1.2	Spannungszustand . . . . .	32
4.1.3	Fazit . . . . .	35
4.2	Schubversuche . . . . .	36
4.2.1	Grundlagen des Schubversuchs . . . . .	36
4.2.2	Schubprobengestaltung . . . . .	37
4.2.3	Einfluss der Schublänge . . . . .	40
4.2.4	Schiebungsfeld . . . . .	40
4.2.5	Ansatz zum Vergleich der Spannungszustände . . . . .	42

4.3	Druckversuche . . . . .	44
<b>5</b>	<b>Messdatenverarbeitung</b>	<b>47</b>
5.1	Filterung der Kraftsignale . . . . .	47
5.1.1	Untersuchung des schwingenden Kraftsignals . . . . .	47
5.1.2	Entwicklung einer frequenzselektiven Filtermethode . . . . .	50
5.1.3	Bewertung der Filtergüte . . . . .	53
5.2	Bearbeitung der korrelierten Verschiebungs- und Dehnungsdaten . . . . .	54
5.2.1	Absolute Bereichsauswahl . . . . .	56
5.2.2	Extremwertmethode . . . . .	57
5.2.3	Flächenmethode . . . . .	58
<b>6</b>	<b>Versuchsergebnisse</b>	<b>59</b>
6.1	Vergleich von gemessenen Kenngrößen mit Werten des Herstellers . . . . .	59
6.2	Ergebnisse aus Zugversuchen - Bayblend T65 . . . . .	60
6.3	Ergebnisse aus Schubversuchen - Bayblend T65 . . . . .	60
<b>7</b>	<b>Beschreibung des Materialverhaltens unter Zug- und Schubbelastung</b>	<b>65</b>
7.1	Existierende Ansätze . . . . .	66
7.1.1	Ansatz von Cowper-Symonds . . . . .	67
7.1.2	Ansatz von G'Sell-Jonas . . . . .	67
7.1.3	Ansatz von Johnson-Cook . . . . .	68
7.1.4	Zusammenfassung . . . . .	69
7.2	Dehnratenabhängigkeit unter Zugbelastung . . . . .	69
7.2.1	Betrachtung der dehnratenabhängigen Terme . . . . .	69
7.2.2	Anpassung an den plastischen Deformationsbereich . . . . .	71
7.2.3	Erweiterung auf den elastischen Deformationsbereich . . . . .	74
7.2.4	Einfluss der Datengrundlage . . . . .	77
7.3	Erstellung von dehnratenkonstanten Spannungs-Dehnungsdiagrammen für Zugbelastung	80
7.4	Dehnungsabhängigkeit unter Zugbelastung . . . . .	80
7.4.1	Betrachtung der dehnungsabhängigen Terme . . . . .	80
7.4.2	Anpassung der Modelle an den Spannungs-Dehnungs-Verlauf . . . . .	82
7.4.3	Erweiterung des dehnungsabhängigen Ansatzes nach <i>G'Sell-Jonas</i> . . . . .	83
7.5	Gesamtansatz für die Spannungsbeschreibung . . . . .	87
7.6	Übertragung des erweiterten Modellansatzes auf das Schubverhalten . . . . .	89
7.6.1	Darstellung der Schiebungsratenabhängigkeit . . . . .	89
7.6.2	Beschreibung der Schiebungsabhängigkeit . . . . .	91
7.6.3	Nachbildung der durchgeführten Schubversuche . . . . .	91
7.7	Vergleich von Zug- und Schubverhalten . . . . .	93
7.8	Übertragbarkeit auf andere Kunststoffe . . . . .	95
<b>8</b>	<b>Zusammenfassung</b>	<b>96</b>
<b>A</b>	<b>Anhang</b>	<b>98</b>
A.1	Materialparameter für Berechnung des Spannungszustandes . . . . .	98
A.2	Modellparameter für Anpassungen in Kapitel 7 . . . . .	98
<b>B</b>	<b>Verzeichnisse</b>	<b>102</b>

B.1	Tabellen . . . . .	102
B.2	Notation und Symbole . . . . .	103
B.3	Literatur . . . . .	106



# 1 Einleitung

## 1.1 Einführung

Die Entwicklung der vergangenen Jahre zeigt, dass in zahlreichen Industriebereichen und insbesondere im Automobilbau in zunehmendem Maße traditionelle Materialien wie Metalle oder Glas durch Kunststoffe ersetzt werden. Diese Substitution findet in nahezu allen Fahrzeugkomponenten statt, wie z. B. bei Anwendungen im Sichtbereich mit hohen Anforderungen an Design und Optik oder hochintegrierten Bauteilen im Motorbereich mit hohen mechanischen und thermischen Belastungen (Abb. 1.1).

Die Gründe für diese Substitution sind vielfältig. Zum Einen ist die Verarbeitung von Kunststoffen einfacher und eine Massenproduktion leichter und wirtschaftlicher zu realisieren. Ein weiterer nicht zu unterschätzender Vorteil ist das Leichtbaupotenzial, gegeben durch die geringe Dichte und die große Designfreiheit in der Bauteilgestaltung. Dadurch können Konstruktionen optimal an die mechanische Beanspruchung angepasst werden [23]. Dies kommt der Forderung nach Gewichts- und Ressourcenersparnis von Hersteller, Verbraucher und Gesetzgebung entgegen. Entsprechende Einsatzgebiete für verschiedene Kunststoffe im Automobil sind in Abb. 1.1 dargestellt.

Ein zwingendes Argument für die Verwendung von Kunststoffen in der Fahrzeugtechnik ist die vom Gesetzgeber geforderte Sicherheit für Insassen und Fußgänger. Vorgaben, die die Sicherheit im Straßenverkehr erhöhen und das Risiko schwerer Verletzungen vermindern sollen [27], müssen in neuen Konstruktionen erfüllt werden. Dabei spielt die passive Sicherheit aller Verkehrsteilnehmer eine entscheidende Rolle. Durch den Einsatz von Kunststoffen in der Karosserie lassen sich z. B. das Aufprallverhalten eines Fußgänger und die auf den Körper einwirkenden Kräfte gezielt beeinflussen und abmildern [28].

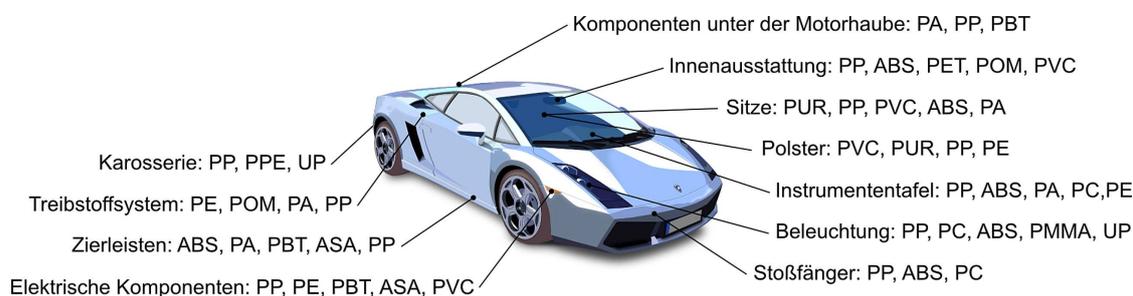


Abb. 1.1: Einsatz von Kunststoffteilen in der Automobilindustrie [64]

## 1.2 Motivation und Problemstellung

### 1.2.1 Einsatz von Kunststoffen in crashrelevanten Bereichen

Wie zu Beginn gezeigt, steigt die Bedeutung von Kunststoffen in der Fahrzeugindustrie stetig an. Besonders die Aspekte Leichtbau und Sicherheit spielen eine entscheidende Rolle für diese Entwicklung.

Beim Leichtbau steht eine optimale Ausnutzung des Werkstoffes im Vordergrund [46, 77]. Die einzelnen Komponenten einer Konstruktion müssen so ausgelegt sein, dass es keine Bereiche gibt, in denen keine bzw. eine nur geringe Auslastung des Materials auftritt. Umgekehrt darf es durch eine übermäßige Materialeinsparung nicht zu einer Unterdimensionierung des Bauteils und damit zu einem unerwünschten Versagen der Struktur kommen.

Im Hinblick auf die Sicherheit ist besonders das Verhalten eines Fahrzeugs im Falle eines Unfalls relevant, und hier wieder insbesondere die Gefährdung von beteiligten Personen. Dies sind die Insassen des Fahrzeugs, aber auch Fußgänger und andere Verkehrsteilnehmer. Im Bezug auf die Insassen interessieren z. B. die Kräfte, die auf die Beine des PKW-Fahrers und Beifahrers wirken, wenn dieser gegen die Innenraumverkleidung gedrückt wird. Für den Fußgängerschutz sind die Kräfte auf Kopf, Bein und Hüfte von Interesse, wenn dieser frontal von einem Fahrzeug erfasst wird. Für diese Situationen hat der Gesetzgeber Vorgaben erlassen [4, 26], die bei der Konstruktion berücksichtigt werden müssen. Für die Überprüfung dieser Vorgaben wurden Testmethoden entwickelt, mit denen diese Unfallvorgänge nachgestellt werden können. Eine Auswahl dieser Methoden ist in Abb. 1.2 dargestellt. Anhand der Ergebnisse aus diesen Tests werden die untersuchten Bauteile bewertet und optimiert. Um diese zumeist sehr teuren Versuche zu reduzieren, findet die Überprüfung dieser Vorgaben zunehmend mit Hilfe von FEM-Simulationen statt, mit denen die Fahrzeugstrukturen während der gesamten Fahrzeugentwicklung durchgängig bewertet werden können.

Um zum Einen das undefinierte Versagen einer Konstruktion zu verhindern, andererseits das definierte Versagen des Bauteils für den Personenschutz zu nutzen, muss das Verhalten des Werkstoffs bei komplexen Lastzuständen und hohen Geschwindigkeiten sehr genau bekannt und berechenbar sein.

### 1.2.2 Verbesserung der Materialbeschreibung bei hohen Deformationsgeschwindigkeiten

Bei dem Einsatz von Kunststoffen unter komplexen mechanischen Belastungen ist die Frage nach der konstruktiven Auslegung eines Bauteils von hoher Bedeutung. Reale Bauteilversuche, wie z. B. Crashtests an ganzen Fahrzeugen, stellen einen enormen Kosten- und Zeitfaktor in der Entwicklung dar und können daher nur reduziert für eine Überprüfung der Konstruktion herangezogen werden. Hier bieten Finite-Element-Methoden (FEM) eine gute Möglichkeit, Zeit und Kosten zu minimieren. Mit diesen können Baugruppen, beginnend schon in frühen Entwicklungsphasen, hinsichtlich ihrer mechanischen Eigenschaften untersucht werden. Wichtig für eine realitätsnahe Abbildung mittels dieser Simulationsmethoden ist die genaue Kenntniss des Materialverhaltens. Neben klassischen mechanischen Versuchen spielen hier auch die mathematischen Materialmodelle eine wichtige Rolle. Da die Versuchsanzahl und damit die untersuchbaren Belastungsarten, begrenzt sind, muss mit diesen

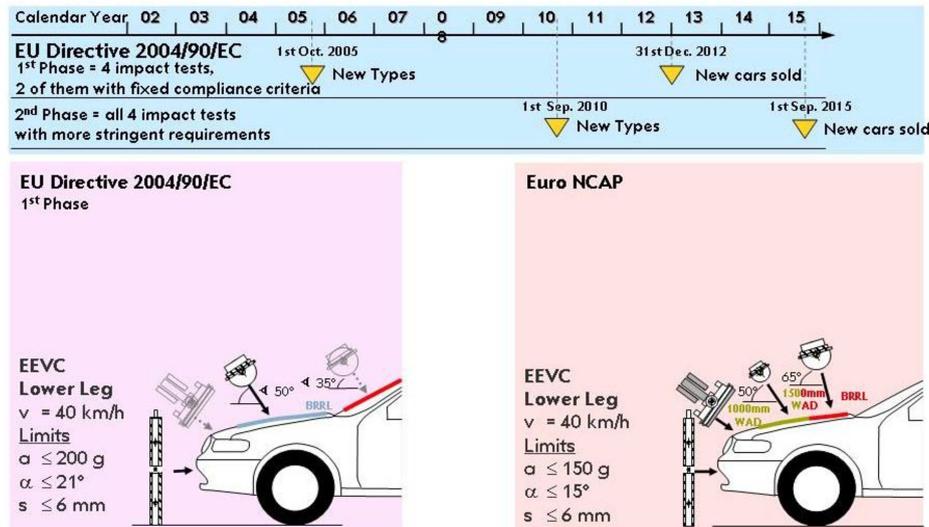


Abb. 1.2: Auswahl von Testmethoden für die Personensicherheit von Kraftfahrzeugen [79]

Modellen das Materialverhalten im relevanten Einsatzbereich des Bauteils realitätsnah berechenbar sein. Dabei sind traditionelle Materialmodelle, die z. B. für Metalle verwendet werden, nur begrenzt auf Kunststoffe anwendbar [51]. Dies resultiert vor allem aus Vereinfachungen, die bei der Aufstellung des Materialgesetzes getroffen wurden. Auch bei der Berücksichtigung neuer Einflussgrößen sind vorhandene Modelle nur mit unbefriedigendem Ergebnis für Kunststoffe einsetzbar.

Der Mangel in der Berechnungsqualität und der durch neue Sicherheitsrichtlinien gestiegene Bedarf an geeigneten Modellen führten in den letzten Jahren zu einer verstärkten Entwicklung neuer Materialbeschreibungen speziell für den Bereich hoher Umformraten [21, 45, 48]. Aus dem Einsatz dieser Modelle ergibt sich auch ein gesteigener Bedarf an qualifizierten Versuchen, die das mechanische Verhalten bei hohen Deformationsgeschwindigkeiten wiedergeben können. Schnellere Messsysteme und eine genauere Maschinenregelung erlauben dabei eine exaktere Bestimmung von physikalischen Größen bei hohen Dehnraten, als dies in der Vergangenheit möglich war.

Auf dem Gebiet der Materialmodellierung und -charakterisierung bei hohen Deformationsgeschwindigkeiten wurden bereits verschiedene Arbeiten durchgeführt, die die Probleme der Berechnungsgüte und der Versuchsdurchführung teilweise oder als Gesamtes betrachtet haben. So ist z. B. in der Arbeit von Junginger [45] eine grundlegende Untersuchung dieser Thematik zu finden. Ausgehend von Materialversuchen und deren Auswertung wurde ein Modell zur Beschreibung des Materialverhaltens von Thermoplasten unter hohen Deformationsgeschwindigkeiten aufgestellt. Dabei wurden Versuche unter verschiedenen Lastarten durchgeführt und mit einer optischen Dehnungsmessung das lokale Deformationsverhalten berücksichtigt. Das aufgestellte Modell wurde in dem Materialmodell SAMP-0 [48] im FE-Code Ls-Dyna aufgegriffen und im Modell SAMP-1 [21] erweitert. Im Hinblick auf die mechanische Prüfung von Kunststoffen wurde in Arbeiten von Hobeika [40] intensiv auf das lokale Deformationsverhalten und die Notwendigkeit einer lokalen Messmethodik eingegangen. Auch wurde die Frage nach geeigneten Modellen für die Berechnung dehnratenkonstanter Spannungs-Dehnungs-Kurven gestellt.

Ziel dieser Arbeit ist es, eine konsistente Vorgehensweise für die Bestimmung der mechanischen Eigenschaften von Thermoplasten unter hohen Deformationsgeschwindigkeiten zu erarbeiten. Wurden in vergangenen Arbeiten nur einzelne Aspekte betrachtet, die bestimmte Probleme isoliert dargestellt haben, soll mit dieser Arbeit eine durchgängige Beschreibung, von der Versuchsdurchführung bis zur mathematischen Beschreibung der Versuche, aufgestellt werden. Dabei werden in jedem Arbeitspunkt Ergebnisse aus vergangenen Arbeiten untersucht, Schwachstellen identifiziert und mit eigenen Entwicklungen modifiziert und erweitert. Die Bewertung erfolgt dabei immer im Bezug auf das Gesamtergebnis.

### 1.3 Vorgehensweise

Die Vorgehensweise innerhalb dieser Arbeit kann in einen experimentellen und einen theoretischen Abschnitt unterteilt werden:

- Definition einer geeigneten Versuchsmethodik und
- Aufstellung eines Beschreibungsansatzes für die Versuchsabbildung.

Zuerst wird auf das grundlegende Verhalten von Thermoplasten unter mechanischer Beanspruchung und die Besonderheiten bei hohen Deformationsgeschwindigkeiten eingegangen. Im Anschluss steht die Entwicklung der Prüfmethodiken, mit denen dieses Verhalten bestimmt werden kann. Ausgehend von aktuellen Arbeiten, wie z. B. von *Junginger, Böhme* [12] und *Hobeika*, werden dazu Versuchsmethoden zur Kennwertermittlung untersucht und weiterentwickelt. Dies umfasst neben der Diskussion gebräuchlicher Probekörper und der Entwicklung angepasster Geometrien auch das Messen von physikalischen Größen während des Versuchs und deren Interpretation hinsichtlich des charakteristischen Materialverhaltens.

Für den zweiten Teil der Arbeit werden mit den neu entwickelten Versuchsmethoden Zug- und Schubversuche an Bayblend T65, einem unverstärktem PC-ABS-Blend, bei unterschiedlichen Abzugsgeschwindigkeiten durchgeführt. Auf Basis dieser Versuche erfolgt die Diskussion bekannter Modelle. Dies umfasst die Ansätze von *Cowper-Symonds* [17], *G'Sell-Jonas* [31, 32, 34] und *Johnson-Cook* [43]. Jedes Modell wird hinsichtlich der Abbildungsgüte von dehnraten- und dehnungsabhängigem Verhalten im Zugversuch untersucht. Anhand dieser Ergebnisse wird das Modell von *G'Sell-Jonas* erweitert. Das neue Modell ermöglicht die exaktere Abbildung der Dehnratenverfestigung im elastischen Deformationsbereich und die Beschreibung des Spannungsabfalls nach Überschreiten der Fließgrenze. Als Abschluss wird das neue Modell für die Beschreibung des Schubverhaltens optimiert.

## 2 Kunststoffe in crashrelevanten Strukturen

### 2.1 Einsatzgebiete

Die Motivation für den Einsatz von Kunststoffen in crashrelevanten Gebieten kann sehr unterschiedlich sein. In den wenigsten Fällen steht ausschließlich das mechanische Verhalten bei hohen Dehnraten im Vordergrund der Materialauswahl. Dies ist der Fall bei der Konstruktion von Stoßfängern, bei denen ein hochduktiler Polypropylen-Blend eingesetzt wird [64], das auch bei hohen Dehnraten sein duktiler Charakter behält. In anderen Bereichen, wie bei Innenraumanwendungen oder der Verschiebung stehen die Oberflächen- bzw. die optischen Eigenschaften im Vordergrund. Dennoch müssen auch diese Bauteile im Hinblick auf den Crashfall untersucht bzw. ausgelegt werden, um die Gefahren bei einem Unfall für die beteiligten Personen zu minimieren.

Tabelle 2.1 zeigt die wichtigsten Einsatzgebiete von Kunststoffen in der Fahrzeugindustrie und die dafür verwendeten Kunststoffe. Aufgeführt sind Bauteile, die im Fall des Fahrzeugcrashs besonders beachtet werden müssen, da sie für die Sicherheit massgeblich sind [27]. Ihnen kommen Aufgaben zu, wie z. B. die Insassen bei einem Unfall zu schützen bzw. das Verletzungsrisiko zu minimieren. Für die weiteren Betrachtungen werden der Aufbau und die Eigenschaften der Kunststoffe beschrieben, um die daraus resultierenden Besonderheiten im mechanischen Verhalten zu erläutern.

Tabelle 2.1: Anwendungsgebiete für Kunststoffe im Automobilbau [64]

Anwendungsbereich	Kunststoff
Stoßfänger	PP, PP+EPDM-Blend, PC, ABS
Motorteile	PA, PP, PBT
Amaturenbrett	PC, ABS, PA, PP, PE
Kraftstofftank	POM, PE, PA, PP
Sitze	PUR, PP, PVC, ABS, PA
Verschiebung	PC, PMMA
Elektrische Komponenten	PP, PE, PBT, PA, PVC
Karosserieteile	PP, PPE, UP, Epoxy

### 2.2 Aufbau von Kunststoffen

Die Basis aller Kunststoffe sind Makromoleküle (Abb. 2.1) aus organischen und/oder anorganischen Bestandteilen. Diese werden durch chemische Atombindungen (Hauptvalenzkräfte) zusammengehalten. Die einzelnen Ketten können linear oder verzweigt vorliegen. Auch eine Verkettung verschiedener Polymertypen zu Copolymeren ist möglich (z. B. Acrylnitril-Butadien-Styrol-Copolymerisat).

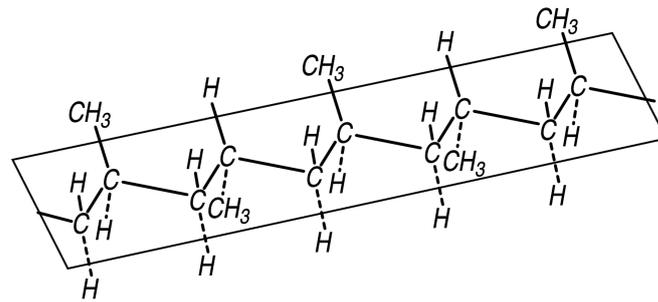


Abb. 2.1: Molekülkette von syndiotaktischem Polypropylen

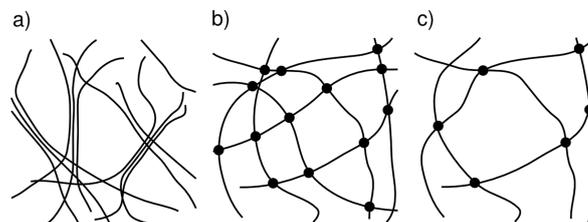


Abb. 2.2: Molekülstruktur der verschiedenen Polymere: Thermoplaste (a), Duroplaste (b) und Elastomere (c)

Je nach Anordnung der einzelnen Monomere liegen Random-, Block- oder alternierende Copolymere vor. Zwischen den Molekülketten können verschiedene Nebenvalenzkräfte vorliegen (*Van-der-Waalssche-Kräfte*), die diese zusammenhalten [76].

Basierend auf den Makromolekülen lassen sich Kunststoffe in drei verschiedene Typen einteilen [61]. Dies sind Thermoplaste, Duroplaste, Elastomere. Dieses Einteilungskriterium ist in der Molekülstruktur der einzelnen Kunststoffe begründet. Die Molekülstrukturen der verschiedenen Polymerarten sind in Abb. 2.2 dargestellt. Die Molekülstruktur von Thermoplasten (Abb. 2.2, a) ist gekennzeichnet durch lange Molekülketten, verzweigt oder unverzweigt, die nicht chemisch miteinander verbunden sind. Dadurch können sie reversibel aufgeschmolzen und verarbeitet werden. Sie kann amorph oder teilkristallin (Abb. 2.3) sein. Weitverbreitete Thermoplaste sind Polyethylen, Polypropylen, Polyamid und Polystyrol.

Bei Duroplasten sind die einzelnen Molekülketten engmaschig vernetzt (Abb. 2.2, b), d. h. chemisch miteinander verbunden und nicht reversibel lösbar. Aufgrund dieser Molekülstruktur sind Duroplaste sehr hart sowie lösemittel- und wärmeformbeständig. Einsatz finden sie vor allem in Leichtbaukonstruktionen als Matrixmaterial. Hierbei werden vor allem Epoxid- und Polyesterharze verwendet.

Elastomere sind im Gegensatz zu Duroplasten weitmaschig vernetzt (Abb. 2.2, c). Dadurch verhalten sie sich in einem weiten Temperaturbereich gummielastisch und sind in einem großen Dehnungsbereich reversibel verformbar. Die Vernetzung ist wie bei Duroplasten nicht reversibel lösbar. Wichtige Vertreter der Elastomere sind Butadiene und Silikone.

Ein weiterer Typ sind die thermoplastischen Elastomere. Von ihrer Molekülstruktur entsprechen sie den Thermoplasten, verhalten sich aber mechanisch betrachtet wie Elastomere. Sie können wie Ther-

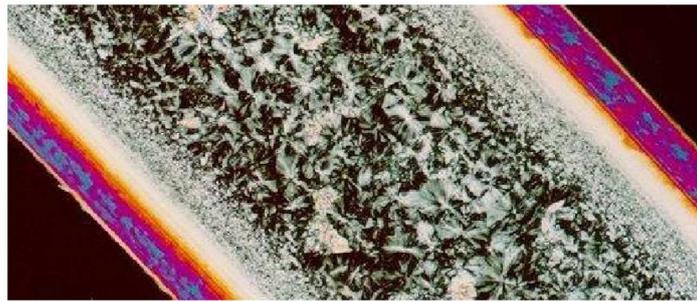


Abb. 2.3: Schliffbild eines teilkristallinen Polymers in polarisiertem Licht mit unterschiedlichen Kristallisationsgraden

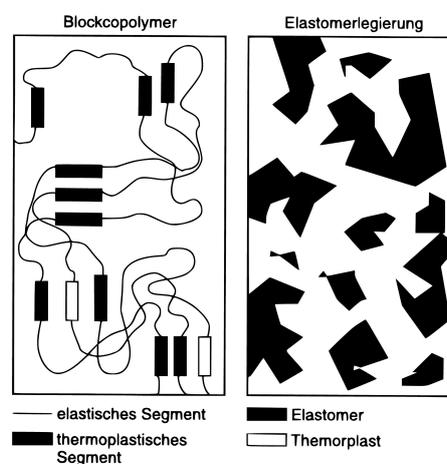


Abb. 2.4: Morphologiemodell von Blockcopolymeren und Elastomerblends – Strukturprinzip [76]

moplaste reversibel thermisch umgeformt werden. Nach ihrem inneren Aufbau wird zwischen Blockcopolymeren und Elastomerlegierungen unterschieden [76].

Um die Eigenschaften von Kunststoffen zu verändern, können Füll- oder Verstärkungsstoffe eingesetzt werden. Diese sind zumeist mechanisch in einem Compoundierprozess in den Kunststoff eingearbeitet und zeigen keine chemische Wechselwirkung mit den Molekülketten. Die mechanischen Eigenschaften des Kunststoffs können je nach verwendetem Füllstoff isotrop bleiben (bei Glaskugeln oder Talkum) oder richtungsabhängig werden (beim Einsatz von Glasfasern).

In dieser Arbeit werden nur thermoplastische Kunststoffe betrachtet, da diese in crashrelevanten Konstruktionen überwiegend eingesetzt werden. Auf deren Besonderheiten wird im Folgenden weiter eingegangen.

## 2.3 Mechanische Eigenschaften

Die mechanischen Eigenschaften von Thermoplasten werden stark durch ihre Morphologie bestimmt. Aus dieser begründet sich auch der Einfluss von verschiedenen Umgebungseinflüssen. Wichtige Faktoren, die bei der Konstruktion mit Thermoplasten beachtet werden müssen, sind:

- Temperatur,
- Belastungsart bzw. Spannungszustand und
- Verformungsgeschwindigkeit.

Zudem kommen noch verarbeitungstechnisch bedingte Faktoren hinzu, die bei der mechanischen Auslegung mit berücksichtigt werden müssen. Beispielfhaft hierfür sind zu nennen

- der Kettenabbau durch Scherkräfte im Spritzgießprozess,
- die strömungsinduzierte Vorzugsorientierung der Kettensegmente z. B. durch den Spritzgießprozess und
- der Kristallisationsgrad des Thermoplasten.

Im Folgenden werden einige äußere Einflüsse und ihre Auswirkung auf die Materialeigenschaften näher betrachtet.

### 2.3.1 Temperatur

Mit Erhöhung der Temperatur eines Thermoplasten erhöht sich die Beweglichkeit der einzelnen Kettensegmente der den Kunststoff bildenden Makromoleküle. Zugleich werden die Nebervalenzkräfte zwischen den Molekülketten abgeschwächt. Dies hat zur Folge, dass das Material weicher oder sogar fließfähig wird. Bezogen auf die mechanischen Kennwerte bedeutet dies, dass der Elastizitätsmodul und die Bruchspannung abnehmen, während die Bruchdehnung zunimmt. In Abb. 2.5 ist dieser Effekt beispielhaft für ein Polyethylen (PE) anhand des Spannungs-Dehnungsverhaltens bei verschiedenen Temperaturen dargestellt [60].

Unterschiede in der Temperaturabhängigkeit des Materialverhaltens zeigen sich gerade auch zwischen amorphen und teilkristallinen Polymeren. Während bei amorphen Thermoplasten nach Überschreiten der Glasübergangstemperatur  $T_g$  ein starker Abfall des Schubmoduls zu beobachten ist, zeigt sich dieser Abfall bei teilkristallinen Thermoplasten erst oberhalb der Kristallitschmelztemperatur  $T_m$  [76]. Die maximale und minimale Einsatztemperatur des jeweiligen Thermoplasten ist stark von diesen materialspezifischen Temperaturen und den dabei vorliegenden mechanischen Eigenschaften abhängig.

### 2.3.2 Belastungsart

Thermoplaste zeigen eine starke Abhängigkeit vom anliegenden Spannungszustand [5, 10, 11]. Beispielfhaft ist in Abb. 2.6 der Einfluss der Belastungsart an einem unverstärkten PC-ABS-Blend gezeigt.

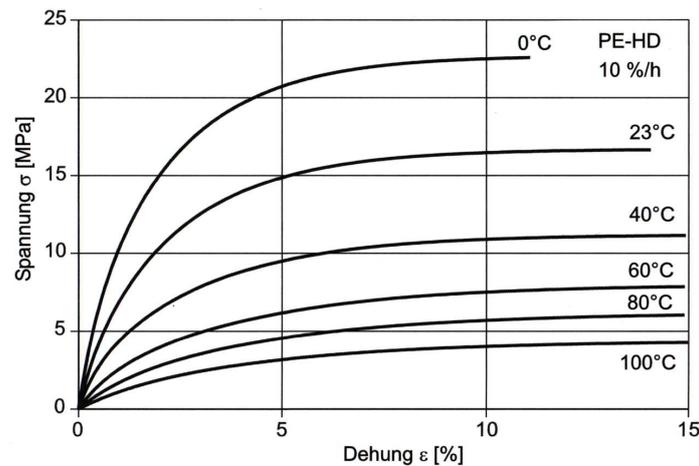


Abb. 2.5: Abhängigkeit des Spannungs-Dehnungsverhaltens von der Temperatur für ein Polyethylen (PE) [60]

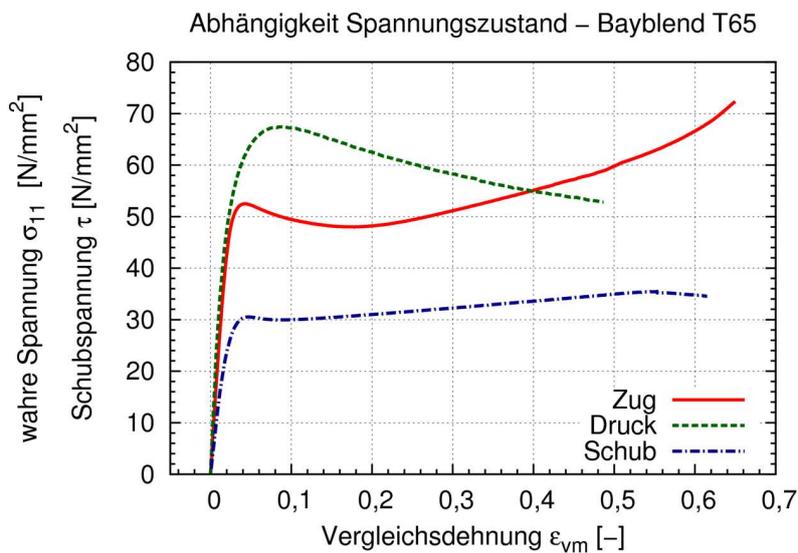


Abb. 2.6: Spannungs-Dehnungsdiagramm bei Zug-, Druck- und Schubbelastung von Bayblend T65 (PC-ABS) im quasistatischen Versuch

Dieses Material zeigt deutliche Unterschiede im Spannungs-Dehnung-Verhalten bei Zug-, Druck- und Schubbelastung.

Dieses unterschiedliche Verhalten zeigt sich im Verformungs- wie auch im Versagensverhalten und ist spezifisch für jeden Kunststoff. Zurückführen lässt es sich auf die Morphologie des Kunststoffs [59]. So kommt es im Zugversuch zu einem Entschlaufen der Ketten und einer anschließenden Verstreckung, die als Verfestigung im Spannungs-Dehnungs-Diagramm erscheint. Bei Druckbelastung werden die Molekülketten zusammengedrückt und verdichtet. Aufgrund der geringeren Beweglichkeit zeigt der Werkstoff einen höheren Elastizitätsmodul, eine höhere Festigkeit und ein geringeres

Umformvermögen. Im Schubversuch kommt es zu einem Abgleiten der Ketten aneinander. Damit lässt sich die geringere Festigkeit und das Fehlen einer ausgeprägten Verfestigung erklären.

Mathematisch ausdrücken lässt sich dies mit der Betrachtung skalarer Spannungswerte und der Definition von Kennwerten. Dazu wird für die Beschreibung der Zug-Druckunterschiede das materialcharakteristische Verhältnis [51]

$$d = \frac{|\sigma_D|}{\sigma_Z} \quad (2.1)$$

definiert. Dabei sind  $\sigma_D$  und  $\sigma_Z$  die Spannungen zu Beginn des Fließens unter Druck- und Zugbelastung. Für das Zug-Torsionsverhalten kann

$$k = \frac{\sqrt{3}\tau}{\sigma_Z}. \quad (2.2)$$

angesetzt werden, mit dem Fließbeginn  $\tau$  unter Torsionsbelastung. Je nach Problemstellung kann dieses Verhältnis auch aus den Bruchspannungen gebildet werden. In Tabelle 2.2 sind die beiden charakteristischen Werte für die Fließgrenze verschiedene Kunststoffe aufgeführt. Hieraus wird deutlich, dass der überwiegende Teil der aufgeführten Kunststoffe unterschiedliche Spannungsniveaus bei Zug-, Druck- und Schubbelastung aufweist. Aus diesem Verhalten resultiert für die Aufstellung eines Materialmodells die Forderung, dass die Art des anliegenden Spannungszustandes mit in die Berechnung eingehen muss.

Tabelle 2.2: Charakteristische Kennwerte  $d$  und  $k$  für die Fließgrenze verschiedene Kunststoffe [5, 24, 25, 51, 73]

<b>Kunststoff</b>	$d [-]$	$k [-]$
<i>CAB</i>	1,00	1,00
<i>PS</i>	1,33	1,18
<i>PVC</i>	1,33	1,11
<i>PP</i>	1,32	1,44
<i>PE</i>	1,34	1,49
<i>PC</i>	1,22	1,13
<i>ABS</i>	0,95	0,93
<i>PA</i>	0,92	1,06

### 2.3.3 Verformungsgeschwindigkeit

Bei der Betrachtung des Einflusses der Verformungsgeschwindigkeit auf das Spannungsniveau in Abb. 2.7 an einem Polymethylmethacrylat (PMMA) ist zu sehen, dass mit zunehmender Belastungsgeschwindigkeit, d. h. mit zunehmender Dehnrates  $\dot{\epsilon}$ , der Spannungsverlauf auf einem höheren Niveau liegt. Auch zeigt sich ein steigenden Elastizitätsmodul, und eine höhere Bruchspannung. Der Kunststoff versprödet.

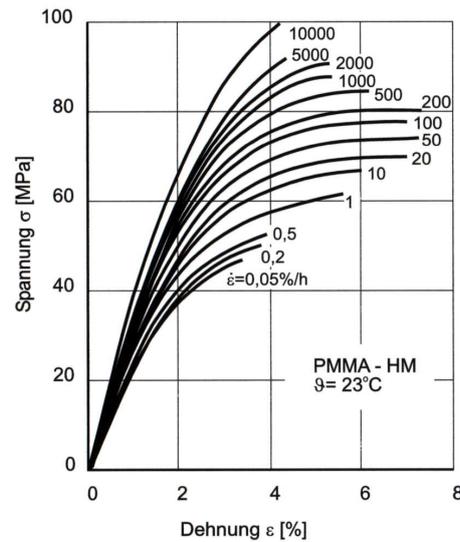


Abb. 2.7: Spannungs-Dehnungs-Verhalten von Polymethylmethacrylat (PMMA) in Abhängigkeit der Dehnrates [60]

Dieser charakteristische Gang in den Materialeigenschaften ist mit der Kettenverschlaufung und der Beweglichkeit der Kettensegmente zu begründen. Bei langsamen Umformgeschwindigkeiten haben die bei Einsatztemperatur nur sehr begrenzt beweglichen Molekülketten Zeit zum Entschlaufen. Dies ist bei hohen Geschwindigkeiten nicht mehr möglich und das Material erscheint makroskopisch spröder. Vergleichbar ist dieser Effekt mit einem Absenken der Temperatur, wodurch die Beweglichkeit der Ketten eingeschränkt wird und ein Entschlaufen behindert wird.

Überlagernd kommt hinzu, dass bei den hohen Deformationsgeschwindigkeiten durch den sehr hohen Energieeintrag in kurzer Zeit nicht mehr von einem isothermen System ausgegangen werden kann [16, 37, 75, 83]. Die Probe bzw. das Bauteil erwärmt sich während des Versuchs aufgrund innerer Reibung. Dadurch überlagern sich bei dieser Belastung die bei höheren Temperaturen zunehmende Duktilität und die bei hohen Umformgeschwindigkeiten typische Versprödung des Materials. Eine Korrelation von Temperatur und Verformungsgeschwindigkeit ist in Abb. 2.8 gezeigt. Aufgrund seiner Größenordnung ist dieser Effekt ganz offensichtlich in einer Materialbeschreibung für die Crasheberechnung von Kunststoffen nicht zu vernachlässigen.

### 2.3.4 Materialverfestigung

Neben den oben aufgeführten Einflüssen hängen die Materialeigenschaften von thermoplastischen Kunststoffen von weiteren Faktoren ab, wie z. B. der Deformation des Bauteils. Mit zunehmenden Dehnungen kann es zu einer Ver- oder auch Entfestigung des Materials kommen [59]. Das bedeutet, mit zunehmender plastischer Dehnung die Spannung im Material ansteigt oder abfällt. Ursache des Spannungsanstiegs kann ein Ausrichten der Molekülketten mit zunehmender Deformation sein. Ein Spannungsabfall ist durch Mikrorissbildung zu erklären, wodurch die effektive Querschnittsfläche des Probekörpers abnimmt [38].

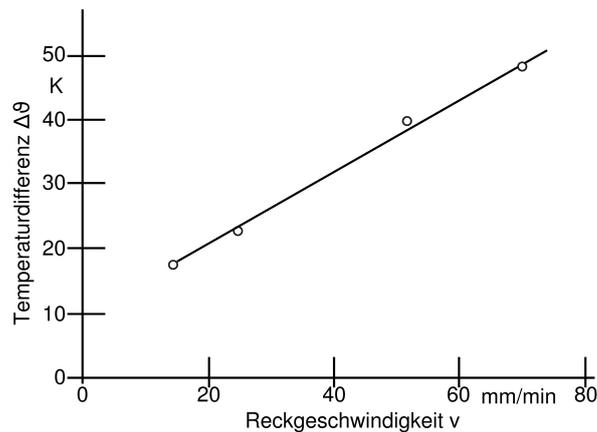


Abb. 2.8: Einfluss der Reckgeschwindigkeit auf die Probentemperatur [75] in der Fließschulter von Polypropylen (PP)

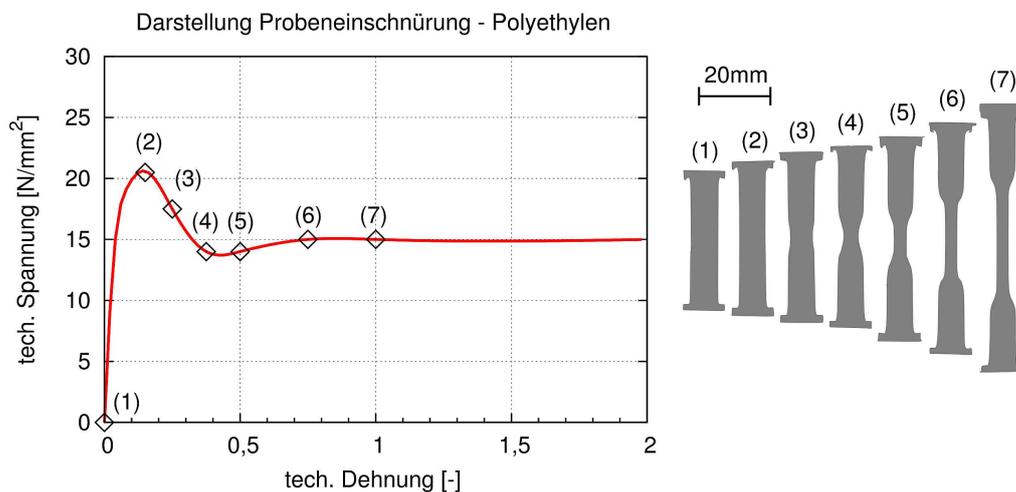


Abb. 2.9: Darstellung der Probekörpereinschnürung von Polyethylen (HDPE) im Spannungs-Dehnungs-Diagramm [31]

### 2.3.5 Probekörpereinschnürung

Mit Überschreiten der Streckgrenze und dem Beginn des plastischen Fließens kommt es zum Einschnüren des Probekörpers. Über die Probenlänge sind dabei große Dehnungsunterschiede in Längs- und Querrichtung messbar. Je nach Verfestigungsverhalten des Kunststoffes kommt es zu einem Schulterwachstum und das Material plastifiziert am Rand des deformierten Bereichs weiter. Diese Dehnungslokalisierung muss bei der Auswertung der Versuche und der Bestimmung der physikalischen Größen wie Spannung und Dehnungen berücksichtigt werden.

Tabelle 2.3: Vergleich der mechanischen Eigenschaften Kunststoffe – Metalle – starke (+) und schwache (-) Ausprägung der Eigenschaften sowie Ausprägung abhängig vom jeweiligen Werkstoff (o)

Eigenschaft	Kunststoff	Metall
Unterschiede zwischen Zug- und Druckbelastung	+	-
Temperaturabhängigkeit	+	o
kompressibles Fließen	+	-
starke Dehnratenabhängigkeit	+	+
Poynting-Swift-Effekt [3, 9]	+	-

## 2.4 Mechanisches Verhalten von Kunststoffen im Vergleich zu Metallen

Da Kunststoffe in der Konstruktion immer mehr als Substitution für Metalle herangezogen werden (z. B. Ansaugrohr am Motorblock von Automobilen), ist ein Vergleich der mechanischen Besonderheiten beider Materialklassen sinnvoll. Vor allem im Hinblick auf die Berechnung der Eigenschaften und die in den Materialmodellen getroffenen Vereinfachungen ist diese Betrachtung anzustellen.

Die wesentlichen Unterschiede zwischen dem mechanischen Verhalten von Kunststoffen und Metallen sind in Tabelle 2.3 dargestellt. Erkennbar ist, dass die beschriebenen Einflüsse bei Kunststoffen stärker ausgeprägt sind, als bei Metallen. Dies erklärt auch die in Kapitel 1.2 betrachtete Problematik beim Einsatz von Modellansätzen, die für Metalle entwickelt wurden, für die Berechnung von Kunststoffen.

## 3 Materialcharakterisierung

Die Bestimmung der mechanischen Eigenschaften eines Kunststoffes und die Aufstellung eines Materialmodells basieren immer auf aussagekräftigen Versuchen. Diese sollten möglichst alle im realen Bauteil auftretenden und für das Verhalten des Kunststoffes relevanten Einflussfaktoren abdecken. Hierzu zählen, wie in Kapitel 2.3 aufgeführt, der Spannungszustand, die Belastungsgeschwindigkeit und Umwelteinflüsse wie die Temperatur und die Feuchtigkeit. Da das Abprüfen aller Kombinationsmöglichkeiten zu einer sehr großen Versuchsanzahl führt, müssen die Einflussgrößen untersucht werden, die bei der späteren Anwendung der Materialdaten relevant sind.

Bezogen auf die Verwendung der Ergebnisse in der FE-Simulation für hohe Deformationsgeschwindigkeiten wurden innerhalb dieser Arbeit der Einfluss des Spannungszustandes und der Belastungsgeschwindigkeit untersucht. Im Folgenden wird näher auf die Definition und die Messung der für diese Untersuchungen notwendigen physikalischen Größen und die Problematik bei der Interpretation der Werte eingegangen.

### 3.1 Bestimmung relevanter physikalischer Größen

Ein grundlegender Aspekt bei der Untersuchung von Kunststoffen ist die Abhängigkeit des mechanischen Verhaltens vom vorliegenden Spannungszustand (vgl. Kapitel 2.3.2). Hieraus ergibt sich die Forderung, dass für eine Materialcharakterisierung unterschiedliche Spannungszustände realisiert und die resultierenden Verzerrungszustände bestimmt werden müssen. Um eine Überlagerung von Effekten bei mehrachsigen Lastzuständen zu vermeiden, sind einfache Spannungszustände wie der einachsiger Zug und Druck oder einfacher Schub, dargestellt in Abb. 3.1, im ersten Schritt komplexen Lastzuständen vorzuziehen. Bei näherer Betrachtung oder als Verifikation des aufgestellten Berechnungsansatzes können Zustände wie Innendruck- oder Biaxialbelastung untersucht werden.

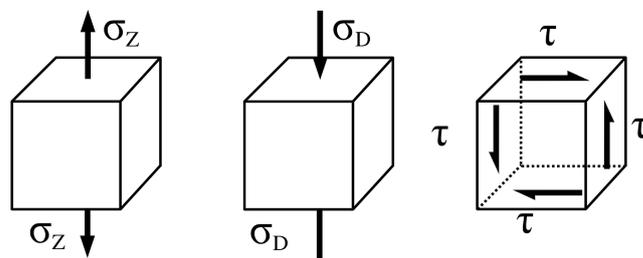


Abb. 3.1: Darstellung der Spannungszustände Zug und Druck sowie Schub

Da Spannungs- und Dehnungszustände in dem Probekörper nicht direkt gemessen werden können, müssen diese aus messbaren Kräften und Verschiebungen berechnet werden. Im Folgenden werden die unterschiedlichen Aspekte bei der Spannungs- und Dehnungsberechnung betrachtet.

### 3.1.1 Dehnungsberechnung

Bei der Auswertung von Zug- und Druckversuchen muss der Dehnungszustand, der sich aufgrund einer außen anliegenden Kraft in der Probe einstellt, bestimmt werden. Für die Berechnung der sich einstellenden Dehnung aufgrund einer messbaren Verschiebung auf der Probenoberfläche gibt es verschiedene Ansätze [85]. Die gebräuchlichsten Dehnungsmaße sind

- die *Cauchy*- oder technische Dehnung

$$\varepsilon_t = \frac{l - l_0}{l_0} \quad \varepsilon_t \in ] - 1; \infty ], \quad (3.1)$$

- die *Greensche* Dehnung

$$\varepsilon_G = \frac{1}{2} \left[ \left( \frac{l}{l_0} \right)^2 - 1 \right] \quad \varepsilon_G \in ] - 0,5; \infty ] \quad (3.2)$$

- und die logarithmische oder *Hencky*-Dehnung

$$\varepsilon_N = \int_{l_0}^l \frac{1}{L} dL = \ln \left( \frac{l}{l_0} \right) \quad \varepsilon_N \in ] - \infty; \infty ]. \quad (3.3)$$

Diese beziehen den aktuellen Verschiebungszustand  $l$  auf eine definierte Ursprungslänge  $l_0$ . Die technische Dehnung ist nur bei kleinen Dehnungen oder linearen Problemen einzusetzen [71, 85]. Für große Dehnungen und nichtlineare Vorgänge müssen die *Greensche* oder die logarithmische Dehnung verwendet werden [30]. Aufgrund des großen plastischen Deformationsvermögens von Kunststoffen und der Relevanz der plastischen Umformung bei Crashanwendungen, wird für die weiteren Untersuchungen die logarithmische Dehnung verwendet.

### 3.1.2 Querdehnungsverhalten

Die Beziehung von Längsdehnung zu den Querdehnungen wird mit der Querkontraktionszahl  $\nu$  ausgedrückt. Sie ist definiert als das Verhältnis von betrachteter Quer- ( $\varepsilon_q$ ) zu Längsdehnung ( $\varepsilon_l$ ) mit

$$\nu = -\frac{\varepsilon_q}{\varepsilon_l}. \quad (3.4)$$

Tabelle 3.1: Werte für die Querkontraktionszahl im elastischen Deformationsbereich verschiedener Kunststoffe [50]

Kunststoff	Querkontraktionszahl $\nu$ [-]
PC	0,38 [18]
PET	0,43 [81]
PE-MD	ca. 0,4 [18]
PVC-hart	0,42 [81]
EP	0,3–0,4 [23]
PTFE	0,46 [81]
PS	0,32–0,33 [18]
PMMA	0,31–0,4 [18]
PP	0,3–0,45 [18, 72]

Neben der Bestimmung der absoluten Querkontraktionszahl nach (3.4) kann diese auch aus den relativen Dehnungsänderungen mit

$$\nu = -\frac{\partial \varepsilon_q}{\partial \varepsilon_l} \quad (3.5)$$

berechnet werden. Überträgt man die Definition der Querkontraktion nach (3.5) auf den plastischen Deformationsbereich, so werden mit dieser Beschreibung auftretenden Unterschiede im Querkontraktionsverhalten, z. B. aus der Bildung von Lunkern, nicht über den ganzen Dehnungsbereich verschmiert wiedergegeben. Aus dem Verhältnis von Dehnung in Dickenrichtung  $\varepsilon_d$  und Längsdehnung  $\varepsilon_l$  lässt sich eine weitere Querkontraktionszahl ermitteln. Diese ist bei isotropen Materialien gleich der in (3.4) aus der Querdehnung berechneten Zahl.

Für isotrope Materialien ist der Definitionsbereich der Querkontraktionszahl

$$\nu \in [-1; 0,5[ . \quad (3.6)$$

Bei einem Wert von  $\nu = 0,5$  liegt ein inkompressibles Materialverhalten vor. Bei  $\nu = 0$  tritt bei Längsdehnung keine Längenänderung in den Querrichtungen aus. Für Kunststoffe kann weder im elastischen (Tabelle 3.1) noch im plastischen Deformationsbereich [5] von den Extremwerten des Definitionsbereiches ausgegangen werden. Auch kann die Querkontraktionszahl nicht als konstant über den gesamten Deformationsbereich angenommen werden, was für die weiteren Untersuchungen die Bestimmung des Querdehnungsverhaltens in allen Deformationsbereichen unabdingbar macht.

### 3.1.3 Spannungsberechnung

Als Spannung wird die auf eine Fläche bezogene Kraft definiert:

$$\sigma = \frac{F}{A}. \quad (3.7)$$

Sind Krafrichtung und Flächennormale dabei parallel, spricht man von Normalspannung  $\sigma$ . Steht die Krafrichtung senkrecht auf der Flächennormalen, wird sie als Schubspannung  $\tau$  bezeichnet. Für die Berechnung der Spannung in einem einachsigen Versuch (vgl. Abb. 3.1) muss neben der Kraft auch die tatsächliche Fläche  $A$ , der Probenquerschnitt, bekannt sein.

Bei Schubbelastung kommt es zu keiner Änderung des Bezugsquerschnitts und die Kraft kann auf den ursprünglichen Probenquerschnitt bezogen werden. Unter Zug- und Druckbelastung ändert sich der Probenquerschnitt wegen des Querdehnungsverhaltens während des Versuchs. Für die Berechnung und Definition der Spannung bei diesen Lastarten ergeben sich mehrere Ansatzpunkte.

Wird für die Berechnung der Spannung der ursprüngliche Probenquerschnitt  $A_0$  verwendet, spricht man von der technischen Spannung

$$\sigma_t = \frac{F}{A_0}. \quad (3.8)$$

Für die Berechnung der wahren Spannung

$$\sigma_w = \frac{F}{A}. \quad (3.9)$$

muss der tatsächliche Querschnitt  $A$  bestimmt werden. Dieser kann über die tatsächliche Breite  $b$  und Dicke  $d$  mit

$$A = b \cdot d \quad (3.10)$$

bestimmt werden. Breite  $b$  und Dicke  $d$  zu jedem Versuchszeitpunkt lassen sich über die logarithmischen Dehnungen in Quer- ( $\varepsilon_q$ ) und Dickenrichtung ( $\varepsilon_d$ ) nach (3.3) berechnen mit

$$b = b_0 \cdot e^{\varepsilon_b} \text{ und } d = d_0 \cdot e^{\varepsilon_d}. \quad (3.11)$$

Hieraus ergibt sich für die Berechnung des tatsächlichen Querschnitts mit

$$A_0 = b_0 \cdot d_0 \quad (3.12)$$

die Gleichung

$$A = A_0 \cdot e^{\varepsilon_b + \varepsilon_d}. \quad (3.13)$$

Wird nur die Dehnung in Längsrichtung  $\varepsilon_l$  gemessen, kann auch mit dieser der ursprüngliche Querschnitt angepasst werden. Dazu muss eine Annahme über das Querdehnungsverhalten getroffen werden, um die Dehnungen in Breiten- ( $\varepsilon_q$ ) und Dickenrichtung ( $\varepsilon_d$ ) zu berechnen. Häufig wird bei unverstärkten Thermoplasten, in Anlehnung an die Berechnung von Metallen, im plastischen Bereich von einem inkompressiblen, isotropen Verhalten mit  $\nu = 0,5$  ausgegangen. Mit dieser Annahme wird die Spannung durch

$$\sigma_{w,0.5} = \frac{F}{A_0 \cdot e^{-\varepsilon_l}} \quad (3.14)$$

berechnet. Wird auch die Querdehnung gemessen und ein transversal-isotropes Verhalten des Materials vorausgesetzt ( $\varepsilon_b = \varepsilon_d$ ) [58], berechnet sich die Spannung mit:

$$\sigma_{w,t} = \frac{F}{A_0 \cdot e^{2 \cdot \varepsilon_b}} \quad (3.15)$$

Liegen die Dehnungen in Breiten- und Dickenrichtung vor, lässt sich die Spannung über

$$\sigma_{w,a} = \frac{F}{A_0 \cdot e^{\varepsilon_b + \varepsilon_d}} \quad (3.16)$$

bestimmen. Aus den verschiedenen Berechnungsansätzen können große Abweichungen im Spannungs-Dehnungs-Diagramm resultieren, wie es in Abb. 3.2 beispielhaft an einem quasistatischen Zugversuch dargestellt ist. Bis zur Streckgrenze des Materials (Abb. 3.2,  $\varepsilon_l < 0,04$ ) treten nur geringe Unterschiede zwischen den Berechnungsansätzen auf. Durch die Einschnürung des Material im plastischen Bereich (Abb. 3.2,  $\varepsilon_l \geq 0,04$ ) treten große lokale Querschnittsänderungen auf. Werden diese nicht exakt erfasst bzw. nur indirekt berechnet, ergeben sich große Unterschiede im Spannungsniveau.

Aufgrund dieser Unterschiede im Spannungsniveau muss die Art der Spannungsberechnung bei der Interpretation der Versuchsergebnisse berücksichtigt werden. Bei der Wahl der Berechnungsmethode kommt es nicht nur auf die zur Verfügung stehenden Dehnungswerte an. Auch die Weiterverwendung der Messkurven z. B. in einer Finite-Element-Simulation spielt bei der Wahl der Berechnungsmethode eine Rolle. So können in den verwendeten Materialmodellen ebenfalls Vereinfachungen und Annahmen implementiert sein, die auch in den Eingabekurven berücksichtigt werden müssen.

Da mittels der innerhalb dieser Arbeit verwendeten Grauwertkorrelation (siehe Kapitel 3.2.2) in den Versuchen die Dehnungen in Längen- und Breitenrichtung bestimmt werden und das reale Spannungs-Dehnungsverhalten wiedergegeben werden soll, wird im Folgenden immer die wahre Spannung nach (3.15) berechnet und dargestellt.

#### 3.1.4 Dehnrate

Wie in Kapitel 2.3.3 gezeigt, haben Kunststoffe ein ausgeprägtes geschwindigkeitsabhängiges Verhalten. Die Bezugsgröße für diese Zeitabhängigkeit ist die Dehnrate. Sie kann als dimensionslose

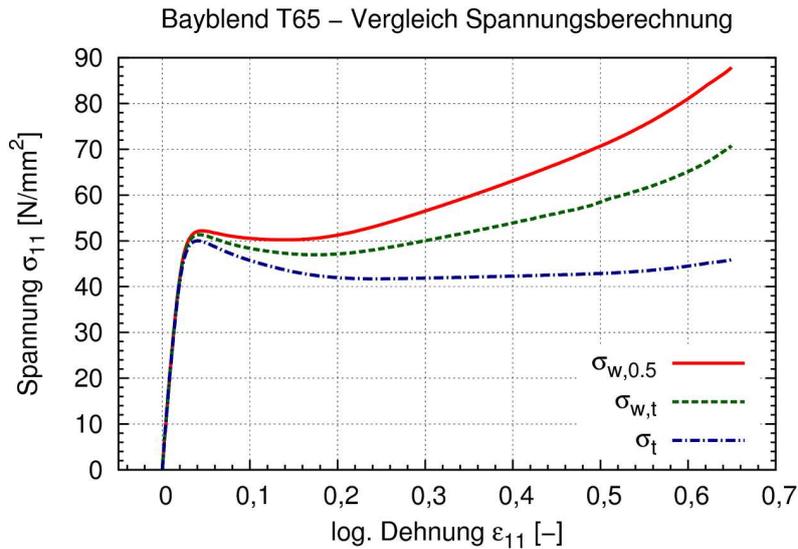


Abb. 3.2: Unterschiede im Spannungs-Dehnungs-Diagramm bei unterschiedlicher Spannungsberechnung

Beschreibung der Geschwindigkeit während des Deformationsvorganges betrachtet werden und ist definiert durch

$$\dot{\epsilon} = \frac{\partial \epsilon}{\partial t}. \quad (3.17)$$

Bezogen auf den Zug- oder Druckversuch kann die Dehnrate über die Geschwindigkeit und die Bezugslänge in der Probe mit

$$\dot{\epsilon} = \frac{v(t)}{l(t)}. \quad (3.18)$$

berechnet werden. Die Bezugslänge  $l(t)$  ist dabei die Länge, auf die sich die Geschwindigkeit und damit die Längenänderung der Probe auswirkt. Mit Blick auf eine Dehnungslokalisierung und der Ausbreitung der plastischen Zone kann die Bezugslänge nicht als konstant angenommen werden.

Für eine überschlägige Berechnung im Vorfeld der Prüfung lässt sich eine technische Dehnrate in einer Zugprobe mit

$$\dot{\epsilon}_t = \frac{v_0}{l_0} \quad (3.19)$$

berechnen, wobei  $v_0$  die Maschinensollgeschwindigkeit und  $l_0$  der parallele bzw. freie Probenbereich sind. Die Prüfsollgeschwindigkeit  $v_0$ , die zu Beginn des Versuchs gewählt wird, schwankt maschinenbedingt. Dies tritt vor allem bei höheren Prüfgeschwindigkeiten auf ( $v_0 > 0,5 \text{ m/s}$ ) auf, bei denen nur

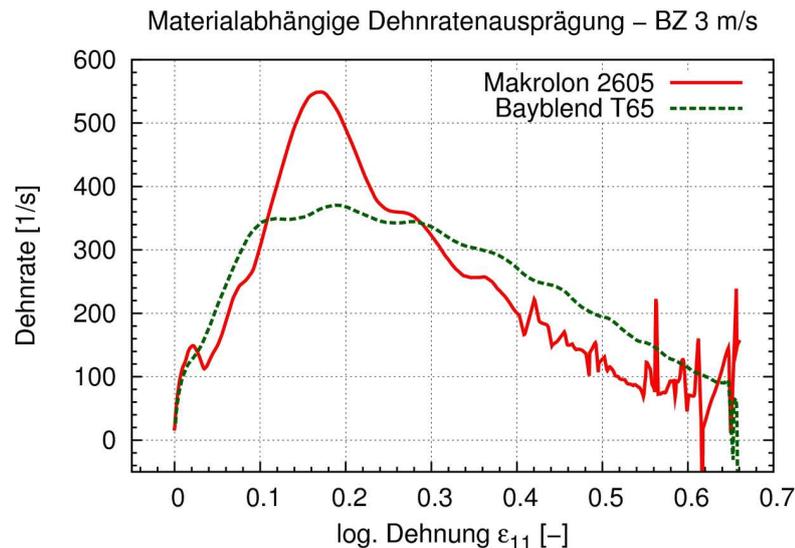


Abb. 3.3: Dehnratenverlauf von Bayblend T65 und Makrolon 2605 – BZ-Geometrie,  $v_0 = 3 \text{ m/s}$

ein gesteuerter Maschinenbetrieb möglich ist. Zudem ist ein Anlaufverhalten unvermeidlich, wenn die Probe zu Beginn beschleunigt werden muss. Dies führt auch dazu, dass im elastischen Anfangsbereich nur schwer hohe Dehnraten zu realisieren sind.

Die Bezugslänge  $l_0$  ändert sich ebenfalls während des Versuchs. Zu Beginn, im elastischen Deformationsbereich, kann in etwa die Länge des parallelen Bereichs zur Berechnung verwendet werden. Mit Beginn der Einschnürung und dem Einsetzen der Dehnungslokalisierung reduziert sich die Bezugslänge auf diesen Bereich. Die weitere Verformung der Probe findet hauptsächlich in der plastischen Zone statt. Deutlich wird dies beim Vergleich mehrerer Materialien im Zugversuch, deren Dehnratenverlauf über der Längsdehnung in Abb. 3.3 im Zugversuch mit einer BZ-Geometrie<sup>1</sup> dargestellt ist. Diese zeigen ein unterschiedliches Plastifizierungsverhalten, was sich in einer unterschiedlichen Dehnungslokalisierung und der Ausbildung der plastischen Fließschulter äußert. Somit ergeben sich bei gleicher Probengeometrie und gleicher Abzugsgeschwindigkeit  $v_0 = 3 \text{ m/s}$  unterschiedliche Dehnratenverläufe. Dabei zeigt das Makrolon 2605 eine größere Dehnungsüberhöhung, was auf eine stärkere Lokalisierung der Dehnung in einem kleineren Bereich schließen lässt.

Aus diesen Überlegungen ergibt sich, dass für die weitere Gestaltung der Versuche

- die Probengeometrie,
- das materialabhängige Einschnür- und Verfestigungsverhalten und
- die Prüfgeschwindigkeit

berücksichtigt werden müssen, da diese einen Einfluss auf den Dehnratenverlauf haben. Mit Blick auf diese Einflüsse gilt, dass die überschlägige Berechnung nach (3.19) nur als erste Näherung verwendet

<sup>1</sup>BZ: Neu eingeführte Zugprobengeometrie, vgl. Kapitel 4.1

werden darf. Für die Auswertung und Interpretation der Ergebnisse hinsichtlich der Dehnratenabhängigkeit des Spannungsniveaus muss folglich immer die Dehnrates nach (3.17) bestimmt werden.

## 3.2 Versuchstechnik

### 3.2.1 Hochgeschwindigkeitsprüfanlage

Ziel bei der Untersuchung des Crashverhaltens von Kunststoffen ist es, hohe Dehnraten im untersuchten Probenbereich zu erreichen. Die sich bei Belastung in der Probe einstellende Dehnrates ist, bei Vernachlässigung aller oben beschriebenen Einflussfaktoren, abhängig von der Maschinengeschwindigkeit und der Geometrie der Probe (vgl. (3.19)). Beide Parameter können jedoch nicht beliebig variiert werden. Maschinen- und Messtechnik begrenzen Geschwindigkeit und Probengeometrie und somit die theoretische erreichbare Dehnrates.

In der Automobilindustrie werden heutzutage Untersuchungen bis zu Dehnrates von  $\dot{\epsilon} = 500 \text{ 1/s}$  benötigt [55]. Ausgehend von einer Zugprobe nach DIN EN 517-2 mit einem parallelen Bereich  $l_0 = 80 \text{ mm}$  entspricht dies nach (3.19) einer benötigten konstanten Prüfgeschwindigkeit von  $v_0 = 40 \text{ m/s}$ . Unter Annahme einer Einschnürung, wie sie bei unverstärkten Kunststoffen typisch ist [71], und einer überschlägigen Verringerung des effektiven plastischen Dehnungsbereichs um 50 % ergibt sich immer noch eine Geschwindigkeit von  $v_0 = 20 \text{ m/s}$ . Diese Geschwindigkeit ist mit modernen Prüfeinrichtungen erreichbar, die Genauigkeit der Messtechnik ist in diesem Geschwindigkeitsbereich jedoch nicht mehr ausreichend (vgl. Kapitel 3.2.2). Untersuchungen im Zuge dieser Arbeit haben gezeigt, dass nur bis zu  $v_0 = 10 \text{ m/s}$  qualitativ gute Messergebnisse erzielt werden können. Somit muss die Geometrie des Probekörpers angepasst werden. Dies führt zu einer maximalen Länge des parallelen Bereichs von  $l_0 = 20 \text{ mm}$ . Mit der auftretende Einschnürung kann nach Überschreiten der Streckgrenze auch von einer Reduktion der parallelen Länge um 50 % ausgegangen werden.

Für die Erzeugung der benötigten Geschwindigkeit gibt es verschiedene Konzepte, die sich in der Art der Bewegungserzeugung unterscheiden. Die einfachste Ausführung ist das Fallwerk. Bei diesem werden die hohen Geschwindigkeiten durch eine entsprechend lange Fallstrecke realisiert. Nachteilig an dieser Versuchstechnik ist die nicht konstante Geschwindigkeit während der Deformation des Materials durch Umsetzung der kinetischen Energie in plastische Deformation. Zudem ist die maximale Geschwindigkeit durch die Fallhöhe begrenzt. Durch Systeme mit Zusatzenergie, z. B. in Form von vorgespannten Federn, kann die Bauhöhe reduziert bzw. die Geschwindigkeit erhöht werden. Das Problem der signifikanten Geschwindigkeitsabnahme während der Probenumformung selbst bleibt jedoch erhalten.

Ein weitere Methode ist die Verwendung eines *Split-Hopkinson Pressure Bar* (SHPB) [49]. Der Aufbau dieser Versuchsanlage ist in Abb. 3.4 dargestellt. Über einen Schlagbolzen wird ein Impuls in den Einfallbalken eingebracht. Die entstehende Welle läuft durch den Stab und trifft auf die Probe. Aufgrund von Dichteunterschieden und damit unterschiedlichen Ausbreitungsgeschwindigkeiten zwischen Einfallstab und Probenmaterial wird die Welle sowohl reflektiert, läuft aber auch in der Probe weiter. Anhand von Dehnungsmesstreifen auf beiden Teilstäben wird der Wellenverlauf in den Stäben gemessen und Dehnung, Dehnrates und Spannung in der Probe berechnet. Über geeignete Probengeometrien können neben Druck- auch Zug- und Schubbelastungen aufgebracht werden [41, 78]. Mit

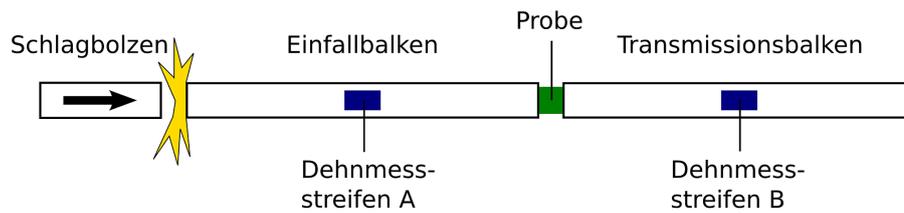


Abb. 3.4: Vereinfachter Aufbau eines *Split-Hopkinson Pressure Bar* (SHPB) mit Messvorrichtung

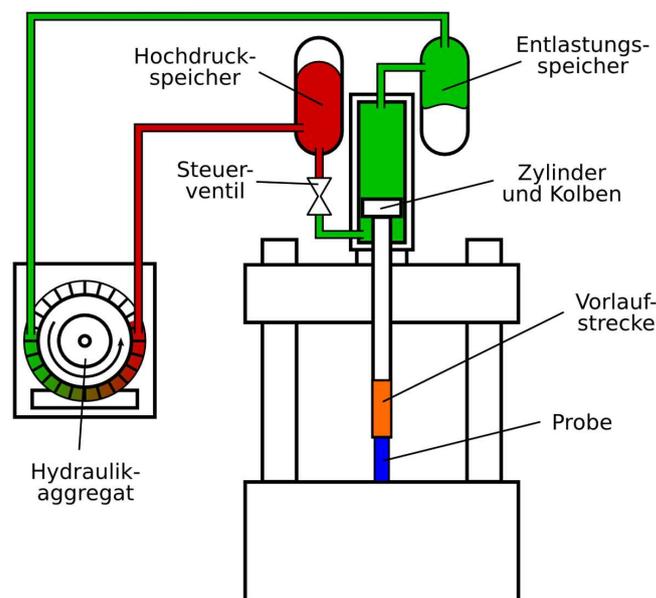


Abb. 3.5: Schematischer Aufbau einer servohydraulischen Hochgeschwindigkeits-Prüfmaschine

dieser Anlage können Dehnraten größer  $1000 \text{ 1/s}$  erreicht werden. Praxisnähere Dehnraten kleiner  $1000 \text{ 1/s}$  sind hingegen nur schwer zu erreichen. Aufgrund des physikalischen Prinzips ist die Methode weiterhin auch deshalb nur begrenzt für die Untersuchung von Kunststoffen anwendbar, da diese im Gegensatz zu den Stabmaterialien eine nur geringe Impedanz und Festigkeit haben. Auch ist bei duktilen Materialien eine Prüfung bis zum Versagen des Probekörpers nur schwer realisierbar. In der Literatur finden sich dennoch Ansätze, in denen diese Methode für die Untersuchung von Kunststoffen eingesetzt wird [14, 15, 20]. Für die weiteren Untersuchungen im Kontext dieser Arbeit ist diese Methode aber ungeeignet, da die möglichen Dehnraten viel zu hoch sind.

Für den universellen Einsatz bei konstanten oder auch variablen Umformgeschwindigkeiten werden servohydraulische Hochgeschwindigkeits-Prüfmaschinen (Abb. 3.5 und Abb. 3.6) verwendet. Durch geeignete Probengeometrien und Prüfvorrichtungen können unterschiedlichste Spannungszustände realisiert werden. Die Arbeitsweise dieser Prüfmaschine ist im schematischen Aufbau erkennbar.



Abb. 3.6: Servohydraulische Hochgeschwindigkeitsprüfmaschine HTM5020

Die Hauptkomponenten dieses Maschinentyps sind das Hydraulikaggregat, Hochdruck- und Entlastungsspeicher, das Steuerventil und der Prüfzylinder mit Kolben. Über das Hydraulikaggregat wird der Hochdruckspeicher gefüllt. Durch Öffnen des Steuerventils wird das Druckmedium in den Zylinder entspannt. Dadurch wird der Kolben, an dem die Prüfvorrichtung befestigt ist, beschleunigt. Durch das Ansteuerungsprofil des Ventils kann der Volumenstrom, der in den Zylinder gelangt, reguliert werden. Dadurch ist die Geschwindigkeit des Kolbens einstellbar.

Für alle Versuche, die im Zuge dieser Arbeit durchgeführt wurden, wurde eine servohydraulische Prüfmaschine der Firma Zwick verwendet. Mit dieser kann eine maximale Geschwindigkeit von  $20 \text{ m/s}$  bei einer Maximalkraft von  $50 \text{ kN}$  erreicht werden. Um die Probe erst bei der eingestellten Sollgeschwindigkeit zu belasten, ist die Maschine mit einer Vorlaufstrecke (Abb. 3.5) ausgestattet, die in Abb. 3.7 im Detail dargestellt ist. Hierbei ist die Probe nicht fest mit dem Kolben verbunden, sondern nur an einem Mitnehmerstab befestigt. Dieser steht lose in der hohlen Vorlaufstrecke. Nach einem definierten Kolbenweg wird der Mitnehmerstab beschleunigt und die Probe belastet. Je nach gewünschter Anfangsgeschwindigkeit der Probe kann dieser Weg eingestellt werden.

### 3.2.2 Messtechnik

An die Erfassung von Kraft und Verformung des Materials werden bei Versuchen mit hohen Dehnraten andere Anforderungen gestellt, als dies bei quasistatischen Untersuchungen der Fall ist. Durch die kurze Versuchszeit ist eine hohe Dynamik der Messsysteme erforderlich. Zudem muss die Datenrate hoch genug sein, damit der Versuch mit einer ausreichenden Anzahl von Messpunkten abgebildet werden kann.

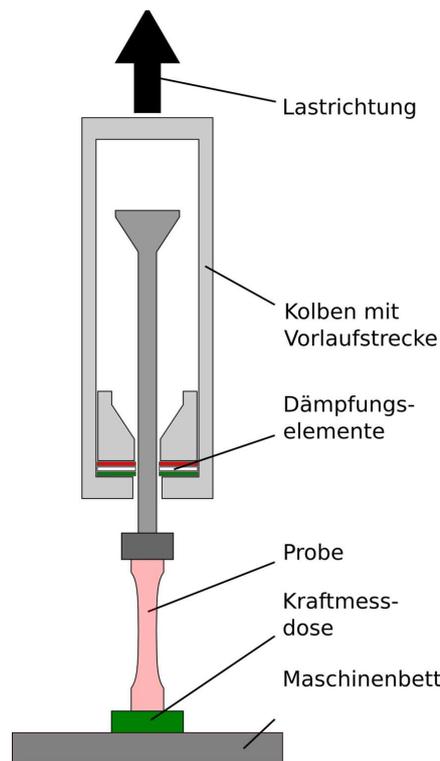


Abb. 3.7: Prüfaufbau der HTM mit Vorlaufstrecke und Kraftmessdose

## Dehnungsmessung

Durch Effekte wie z. B. das Einschnüren der Zugprobe im plastischen Bereich kommt es zu großen lokalen Unterschieden in der Deformation der Probe. Dies erfordert eine lokal auflösende Dehnungsmesstechnik. Die Dehnungsermittlung über die Messung des Traversenwegs ist nicht einsetzbar, da hierbei nur ein über die gesamte Probenlänge gemittelter Dehnungswert berechnet wird. Aufgrund der hohen Umformgeschwindigkeiten kann bei den Versuchen auch nicht auf die üblichen bekannten lokalen Methoden wie Dehnungsmessstreifen oder Messtaster zurückgegriffen werden. Zudem bieten diese nur begrenzte Möglichkeiten bei der Erfassung der Verformungen in unterschiedlichen Raumrichtungen. Einfache berührungslose Methoden wie die Verwendung eines Kreuzlaserscanners setzen voraus, dass die Position der Einschnürung bekannt und reproduzierbar ist, was die Gestaltungsfreiheit der Probengeometrie einschränkt.

Eine geeignete Methode zur Erfassung der gesamten Verformungsinformationen während eines Versuchs ist die Grauwertkorrelation. Bei dieser Methode wird ein stochastisches Muster auf die Probe aufgebracht (Abb. 3.8) und mit einer Hochgeschwindigkeitskamera während des Versuchs gefilmt. Die benötigte Bildrate liegt z. B. bei einer Abzugsgeschwindigkeit von  $6 \text{ m/s}$  und duktilem Materialverhalten bei ca. 36000 Bilder pro Sekunde. Während der Versuchsdauer von 2 ms werden so abhängig vom Dehnungsverhalten des Materials ca. 70 Bilder gespeichert.

Im Anschluss an den Versuch werden mittels eines Kreuzkorrelationsalgorithmuses die Verschiebungen und Verzerrungen des Musters zwischen den einzelnen gespeicherten Bildern berechnet. Dazu wird das Gesamtbild in einzelne Facetten mit konstanter Facettengröße und konstantem Facetten-

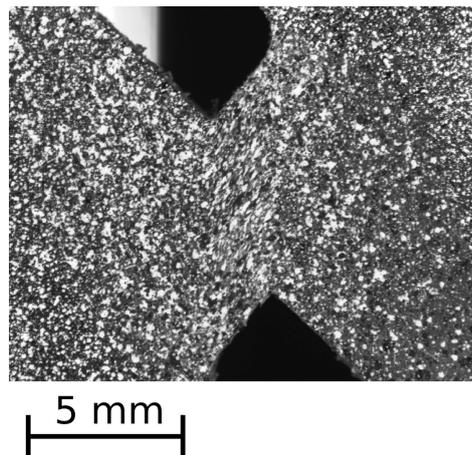


Abb. 3.8: Stochastisches Punktmuster auf einer deformierten Schubprobe

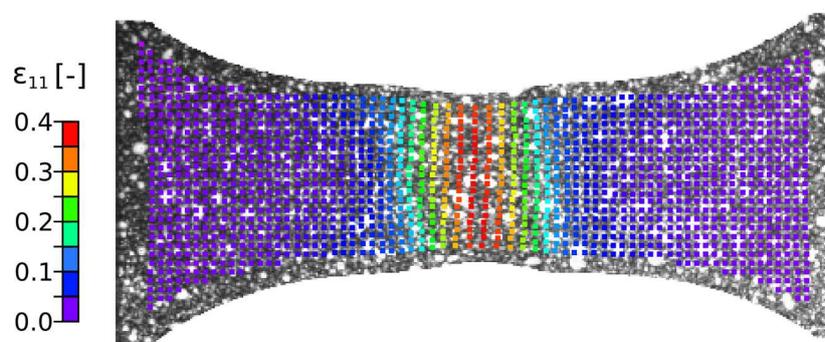


Abb. 3.9: Korreliertes Einzelbild mit Facettendarstellung der Längsdehnung

abstand aufgeteilt. Die lokale Auflösengenauigkeit sinkt dabei mit zunehmender Facettengröße. Von jeder dieser Einzelfacetten wird der Verschiebungsvektor berechnet. Dabei kann die Korrelation absolut oder relativ durchgeführt werden. Bei absoluter Berechnung wird jedes Bild mit dem ersten Bild des Versuchs korreliert. Bei relativer Berechnung wird die Korrelation mit dem vorhergehenden Bild durchgeführt und die Einzelergebnisse aufsummiert.

Aus den berechneten Verschiebungen der Facetten zwischen zwei Bildern ergeben sich die Dehnungen auf der gesamten betrachteten Probenoberfläche. Das Korrelationsverfahren kann mit einer einzelnen Kamera mit zweidimensionaler Auswertung oder mit zwei Kameras und dreidimensionaler Auswertung durchgeführt werden. Die absolute Berechnung liefert im Gegensatz zur relativen Berechnung genauere Ergebnisse, da die Fehler aus der Korrelation, die z. B. aus dem Bildrauschen resultieren [84], nicht aufsummiert werden. Nur bei großen Verzerrungen, bei denen die einzelnen Facetten stark deformiert werden, ist ein relativer Berechnungsansatz vorzuziehen.

Nach der Bildkorrelation steht die lokale Verschiebungs- und Dehnungsverteilung auf der Probenoberfläche für jedes aufgenommene Bild, wie in Abb. 3.9 gezeigt, zur Verfügung. Für die Berechnung der lokalen Dehnungen während des Versuchs muss die zweidimensionale Dehnungsinformation aus der Korrelation für jeden Zeitschritt in einen eindimensionalen Wert überführt werden. Verschiedene Konzepte zur Berechnung dieses Wertes werden in Kapitel 5.2 gezeigt.

## Kraftmessung

An der verwendeten Prüfmaschine ist die Kraftmessung durch eine piezoelektrische Kraftmessdose realisiert. Die Anordnung der Kraftmessdose im gesamten Prüfaufbau ist in Abb. 3.7 dargestellt. Durch die schlagartige Einleitung der Kraft über den Formschluss in der Vorlaufstrecke entsteht eine Druckwelle, die Schwingungen in der Kraftmessdose anregt und die Messergebnisse überlagert. Abhilfe leisten Dämpfungselemente in der Vorlaufstrecke. Hierzu können verschiedene Materialien mit unterschiedlichen Dämpfungseigenschaften verwendet werden. Durch diese wird die Krafteinleitung verändert, was Schwingungen verringert, aber die Interpretation der Messergebnisse erschwert.

Sinnvoller ist der Einsatz von Filteralgorithmen. Mit diesen können nach dem Versuch gezielt bestimmte Details aus den Versuchsdaten bestimmt werden. Eine nähere Untersuchung zur Filterung der Messdaten findet sich in Kapitel 5.1.

## 4 Probekörpergeometrie

Um Versuche bei verschiedenen Belastungsarten durchzuführen, werden unterschiedliche Probekörpergeometrien benötigt. Bei der Entwicklung dieser Probekörper müssen mehrere Faktoren berücksichtigt werden:

- Aufgrund des Einflusses des Herstellungsprozesses auf die mechanischen Eigenschaften von Kunststoffen [62], müssen die Probekörper für die verschiedenen Versuchsarten alle aus den gleichen Halbzeugen hergestellt werden können. Da das Spritzgießen bei unverstärkten Thermoplasten die in der Praxis vorzugsweise verwendete Verarbeitungsform ist, muss dieses Verfahren auch für die Herstellung der Halbzeuge bzw. der Probekörper verwendet werden.
- Auch das Verhältnis von Dicke zu Länge und Breite von typischen Kunststoffbauteilen ist im Design der Probekörper zu berücksichtigen. Bei allen Probekörpern muss die Dehnung mittels Grauwertkorrelation messbar sein. Dies fordert eine ausreichende Größe der Probekörper und eine ebene Oberfläche für die 2D-Messung.
- Eine weitere Forderung an die Geometrie ist die Gewährleistung einer möglichst homogenen Dehnrate über den gesamten Versuchsverlauf und ein klar definierter Spannungszustand im parallelen Probenbereich.

Im Folgenden werden Probekörpergeometrien für die einzelnen Spannungszustände Zug, Schub, und Druck vorgestellt und mit Blick auf die Anforderungen diskutiert.

### 4.1 Zugversuche

Aufgrund der technischen Beschränkungen in der maximalen Prüfgeschwindigkeit bei Hochgeschwindigkeitsversuchen, ist der Zugstab 1A nach Norm DIN EN 527-2 mit einer parallelen Prüflänge von 80 mm, wie er zur Bestimmung von Materialkennwerten im quasistatischen Versuch verwendet wird, nicht geeignet (vgl. 3.2.1). Wie in Kapitel 3.1.4 diskutiert, lassen sich mit diesem – bei vertretbarem Aufwand – nur geringe Dehnraten erreichen.

In der Arbeit von *Junginger* [45] wurde ein Zugstab verwendet, der in Anlehnung an die Geometrie 1A aus DIN EN 527 gestaltet ist. Dieser ist in Abb. 4.1 (JZ) dargestellt. Aufgrund des kurzen parallelen Bereichs von 5 mm lassen sich hohe Dehnraten erzielen. Nachteilig an dieser Probe ist die geringe Fläche des parallelen Bereichs. Aufgrund der geringen Breite besteht die Gefahr, dass Randeffekte die Ergebnisse beeinflussen. Der lange Radieneinlauf und der kurze parallele Bereich können zu einem nicht rein einachsigen Zugspannungszustand führen. Zudem wäre eine größere Fläche im parallelen Bereich der Probe günstiger für die Dehnungsmessung mittels Grauwertkorrelation. Das stochastische Muster ist einfacher zu erzeugen und die Auswertung kann auf einer größeren Facettenanzahl basieren.

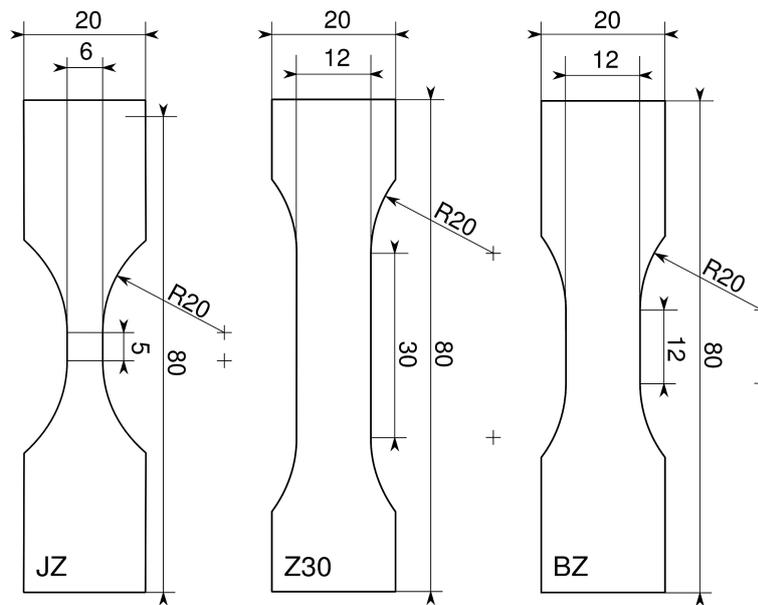


Abb. 4.1: Verschiedene Probekörpergeometrien für den Zugversuch – Junginger (JZ), Zugprobe (Z30), Kombinationsprobe (BZ)

Aus diesen Gründen bietet sich die Entwicklung einer neuen Probengeometrie an. Forderungen an die neue Geometrie sind, dass

- hohe Dehnraten bei moderaten Geschwindigkeiten erreicht werden,
- die optische Dehnungsmessung zuverlässig und reproduzierbar durchgeführt werden kann und
- ein möglichst uniaxialer Spannungszustand im parallelen Bereich der Probe entsteht.

Im Folgenden werden zwei Probengeometrien eingeführt, die hinsichtlich ihrer Eignung für Hochgeschwindigkeitsuntersuchungen bewertet werden. Diese neuen Geometrien, Z30- und BZ-Geometrie sind in Abb. 4.1 gezeigt.

Die Z30-Probe ist eine verkürzte Zugprobe in Anlehnung an DIN EN 527 Typ 1A, die im Hinblick auf eine gute optische Dehnungsmessung einen verbreiterten parallelen Bereich aufweist und für quasistatische Untersuchungen entwickelt wurde. Die BZ-Probe stellt eine Kombination der beiden vorherigen Proben, mit kurzem aber breitem parallelen Bereich, dar.

Für den Vergleich der neuen Geometrien hinsichtlich ihrer Eignung für die Bestimmung von Kennwerten bei hohen Dehnraten werden der Dehnratenverlauf und der Spannungszustand in allen drei Geometrien verglichen. Dazu werden Versuche sowie Finite-Element-Simulationen durchgeführt. Die Dehnungsauswertung mittels Grauwertkorrelation wird nicht weiter untersucht, da durch die größere parallele Fläche der beiden neuen Geometrien diese Forderung erfüllt ist.

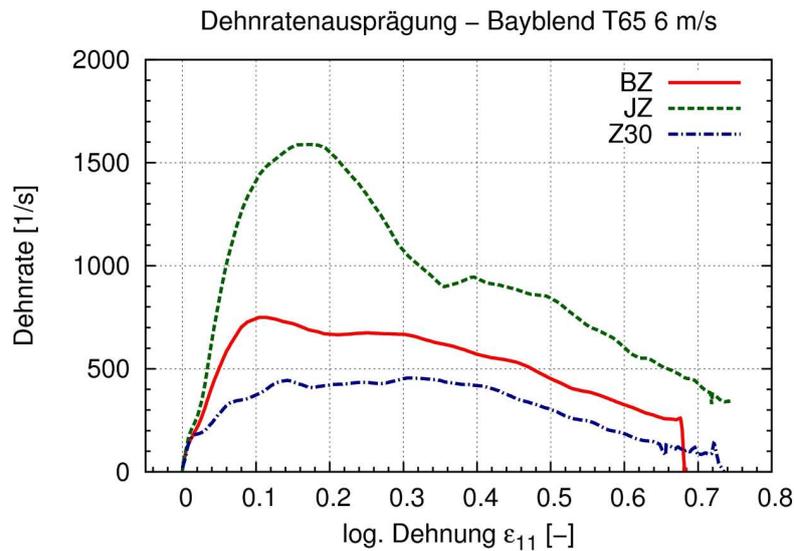


Abb. 4.2: Vergleich Dehnratenausprägung verschiedener Probekörpergeometrien im Zugversuch

Tabelle 4.1: Statistische Auswertung des Dehnratenverlaufs im Zugversuch

	$l_0$ [mm]	$\dot{\epsilon}_t$ [1/s]	$\bar{\epsilon}$ [1/s]	$\overline{\sigma_{\dot{\epsilon}}}$ [1/s]	$\dot{\epsilon}_{max}$ [1/s]
JZ	5	1200	930	390	1590
BZ	12	500	520	180	750
Z30	30	200	310	130	460

#### 4.1.1 Dehnratenverlauf

Für den Vergleich der drei Geometrietypen hinsichtlich des Dehnratenverlaufs wurden Probekörper aus Bayblend T65 mit einer Dicke von 2 mm hergestellt und unter Zugbelastung bei den Geschwindigkeiten  $1,6 \cdot 10^{-5}$ , 1, 3, 6 und 10 m/s unter Zugbelastung geprüft. Die Mittelung der Verschiebungs- und Dehnungswerte (siehe Kapitel 5.2) erfolgte über einen Bereich mit  $(\epsilon_1(x,y) \geq 0,95 \cdot \epsilon_1^{max})$ , um die Unterschiede in der Größe des parallelen Prüfbereichs zu berücksichtigen. Zur Bewertung des sich in den einzelnen Proben einstellenden Dehnratenverlaufs wurden statistische Kennwerte des Verlaufs berechnet und technische und tatsächlich auftretende Dehnraten verglichen.

Zu Beginn steht die Betrachtung der Unterschiede zwischen den Probengeometrien bei einer Prüfgeschwindigkeit von 6 m/s. Die sich ergebenden Dehnratenverläufe der einzelnen Geometrietypen aufgetragen über der Längsdehnung  $\epsilon_1$  sind in Abb. 4.2 dargestellt. Die statistische Auswertung dieser Versuche in Tabelle 4.1 lässt die quantitativen Unterschiede erkennen. Dazu wird die technische Dehnratenrate  $\dot{\epsilon}_t$  nach (3.19), die maximale Dehnratenrate  $\dot{\epsilon}_{max}$ , die mittlere Dehnratenrate  $\bar{\epsilon}$  und die Standardabweichung  $\overline{\sigma_{\dot{\epsilon}}}$  des gesamten Verlaufs berechnet.

Wie zu erwarten, zeigt sich, dass die berechnete technische Dehnratenrate nicht mit der tatsächlich auftretenden mittleren Dehnratenrate übereinstimmt. Die Tendenz aus dieser überschlägigen Berechnung ist allerdings richtig. So treten bei der JZ-Geometrie mit der geringsten parallelen Länge die höchsten

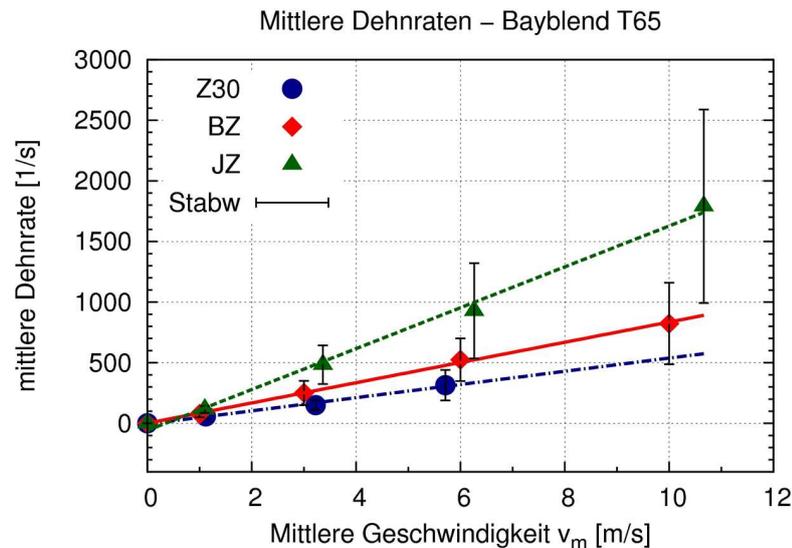


Abb. 4.3: Dehnratenabhängigkeit von der mittleren Geschwindigkeit und der Probengeometrie

mittleren Dehnraten auf. Der Dehnratenverlauf bei dieser Geometrie ist inhomogen, was sich in der größeren Standardabweichung zeigt. Bei der Z30-Geometrie liegt hingegen ein homogener Verlauf der Dehnrate mit der geringsten Standardabweichung vor, allerdings auf einem sehr niedrigen Dehnratenniveau. Hohe Dehnraten ( $> 500 \text{ 1/s}$ ) sind mit der Z30-Geometrie nur schwer zu erzielen. Die BZ-Geometrie zeigt wie die JZ-Geometrie ein höheres Dehnratenniveau, aber nur eine geringe Überhöhung im Anfangsbereich und eine kleinere Standardabweichung. Es ergibt sich, dass je kürzer der parallele Probenbereich gestaltet ist, umso größer ist die Überhöhung im Anfangsbereich bei gleichen Prüfgeschwindigkeiten.

Für die weitere Bewertung der unterschiedlichen Geometrien werden die statistischen Kennwerte aller Versuche bei den verschiedenen Geschwindigkeiten betrachtet. Dazu werden die Daten zum Einen über der an der Maschine eingestellten mittleren Dehnrate und zum Anderen über der mittleren Geschwindigkeit aufgetragen. Die Darstellung über der mittleren Geschwindigkeit soll hier der Vollständigkeit halber gezeigt werden. Ein Vergleich der Geometrien ist damit nicht möglich.

Aus der Betrachtung der statistischen Werte (Abb. 4.3 bis Abb. 4.6) in Abhängigkeit von der mittleren Geschwindigkeit werden verschiedene Aspekte deutlich: Die mittlere Dehnrate steigt in allen Geometrien erwartungsgemäß mit zunehmender mittlerer Geschwindigkeit an. Mit zunehmender mittlerer Geschwindigkeit steigen auch die Standardabweichung und damit die Schwankungen im Dehnratenverlauf an. Auch die Differenz zwischen maximaler und mittlerer Dehnrate steigt mit zunehmender Geschwindigkeit an.

Bei Auftragung der Kennwerte über der mittleren Dehnrate zeigt sich, dass die beiden neu eingeführten Geometrien die gleiche Tendenz im Dehnratenverlauf aufweisen wie die von *Junginger* verwendete Probe. Sichtbar wird in allen oben dargestellten Diagrammen, dass die Inhomogenität im Dehnratenverlauf mit zunehmender Prüfgeschwindigkeit unabhängig von der Probengeometrie ansteigt. Deutlich wird auch, dass mit der Z30-Geometrie für die geforderten Dehnraten von  $\dot{\epsilon} = 500 \text{ 1/s}$

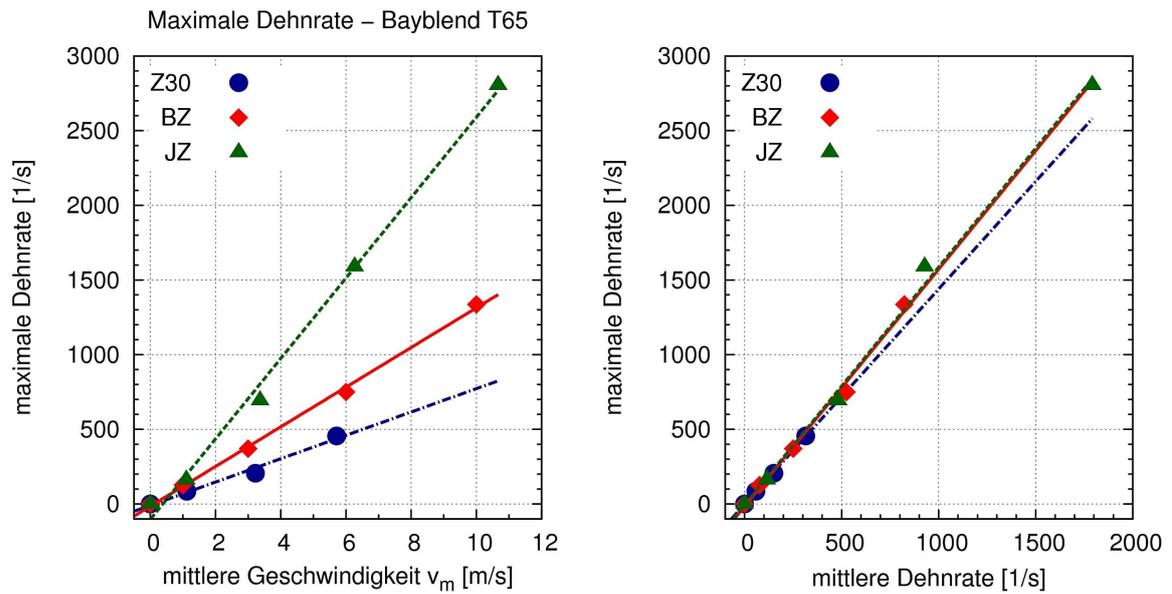


Abb. 4.4: Maximale Dehnrate abhängig von der mittleren Geschwindigkeit und der mittleren Dehnrate

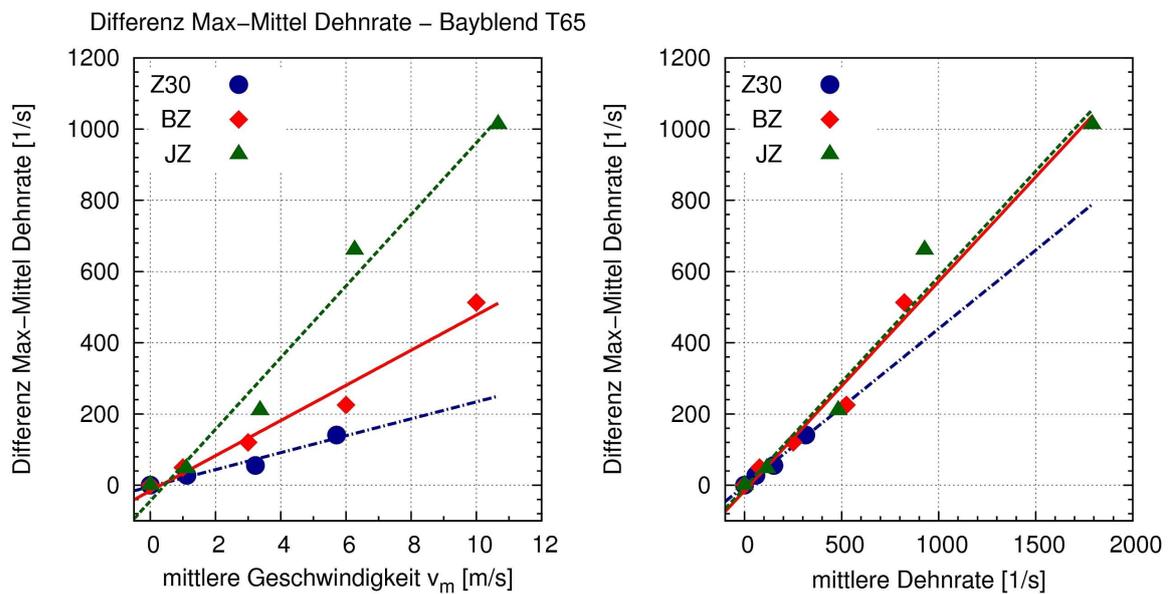


Abb. 4.5: Differenz von maximaler zu mittlerer Dehnrate abhängig von der mittleren Geschwindigkeit und der mittleren Dehnrate

Prüfgeschwindigkeiten größer 10 m/s benötigt werden. Mit der BZ-Geometrie konnte die geforderte Dehnrate erreicht und überschritten werden. Auf die JZ-Geometrie muss allerdings zurückgegriffen

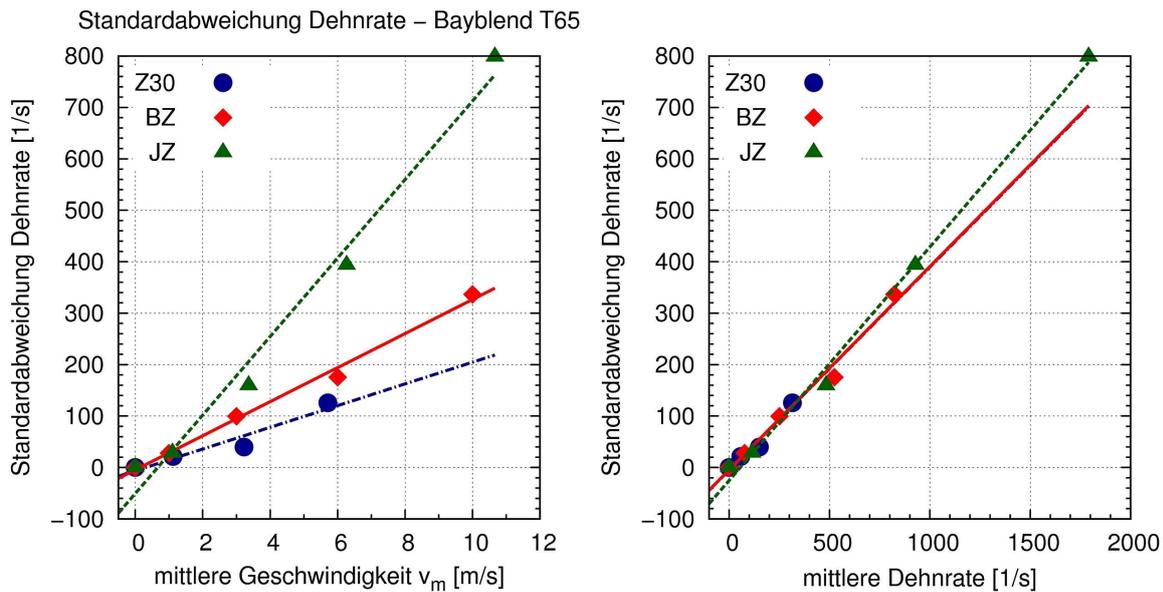


Abb. 4.6: Standardabweichung der Dehnrate abhängig von der mittleren Geschwindigkeit und der mittleren Dehnrate

werden, wenn Dehnraten größer  $800 \text{ 1/s}$  gefordert werden. Für die weitere Betrachtung der Geometrien wird der Spannungszustand, der sich im parallelen Bereich der drei Probentypen einstellt, untersucht.

#### 4.1.2 Spannungszustand

Für die Bestimmung von Materialeigenschaften im Zugversuch muss ein homogener, einachsiger Zugspannungszustand im Prüfbereich der Probe gewährleistet sein. Ausschlaggebend für die Ausprägung der Spannung im parallelen Bereich ist die Geometrie des Probekörpers. Hinsichtlich der Spannungsausprägung wurden die drei Geometrien aus Abb. 4.1 mittels der Finite-Elemente-Methode untersucht. Als Materialgesetze wurden im elastischen Deformationsbereich das *Hookesche* Gesetz angenommen und im plastischen Bereich ein Vergleichsspannungsansatz nach *von Mises* mit isotroper Materialverfestigung verwendet. Die benötigten Kennwerte für das Modell wurden an einer BZ-Geometrie im quasistatischen Zugversuch ermittelt. Zeitabhängige Phänomene wurden nicht berücksichtigt. Die Materialbeschreibung ist in Anhang A.1 aufgeführt.

Für die Bewertung des auftretenden Spannungszustandes wurde das Spannungsfeld in der Probe bei

- der Streckgrenze ( $\varepsilon_1^{max} \approx 0,04$ ) und
- kurz vor dem Versagen des Probekörpers ( $\varepsilon_1^{max} \approx 0,63$ )

untersucht. Als Kriterium für die Bewertung des Spannungszustandes können verschiedene Ansätze verwendet werden [80]. Zu nennen ist hier der Mehrachsigenfaktor

$$q = \frac{\sigma_H}{\sigma_{vM}} \quad (4.1)$$

bei dem der hydrostatische Spannungsanteil  $\sigma_H$  auf die Vergleichsspannung nach von Mises  $\sigma_{vM}$  bezogen wird. Mit diesem ist allerdings nur eine Aussage hinsichtlich des Verhältnisses aller Hauptspannungen zueinander möglich. Ein direkter Bezug auf nur eine Spannungsrichtung ist mit diesem Faktor nicht möglich. Hierfür wird ein angepasster Faktor benötigt.

### Aufstellung eines angepassten Mehrachsigenfaktors

In Anlehnung an Radaj [70] werden für das vorliegende Problem zwei Vergleichsfaktoren  $\Sigma_2$  und  $\Sigma_3$

$$\Sigma_2 = \left| \frac{\sigma_2}{\sigma_1} \right| \quad \Sigma_2 \in [0; \infty[ \quad (4.2)$$

$$\Sigma_3 = \left| \frac{\sigma_3}{\sigma_1} \right| \quad \Sigma_3 \in [0; \infty[ \quad (4.3)$$

eingeführt. Diese beschreiben das Verhältnis der beiden kleineren Hauptspannungen  $\sigma_2$  und  $\sigma_3$  zu  $\sigma_1$ . Im Vergleich zu anderen Mehrachsigenfaktoren, die auf Spannungsinvarianten beruhen, ist bei den Faktoren (4.2) und (4.3) die Längsspannung die eindeutige Bezugsgröße. Beide Faktoren berücksichtigen nur das absolute Verhältnis der Spannungen. Der Wertebereich beider Faktoren liegt zwischen 0 und  $\infty$ , wobei ein Wert von  $\Sigma_2 = \Sigma_3 = 0$  den reinen einachsigen Spannungszustand in 1-Richtung charakterisiert. Ein Wert von  $\Sigma_2 = \Sigma_3 = \infty$  tritt ein, wenn  $\sigma_1 = 0$  ist. Innerhalb der nachfolgenden Untersuchung tritt dieser Wert aber nicht auf, da die Auswirkungen einer Belastung in 1-Richtung untersucht werden sollen, und so immer ein Wert  $\sigma_1 \neq 0$  vorliegt. Um beide Richtungen mit einem Kennwert bewerten zu können, wird der geometrische Mittelwert aus (4.2) und (4.3) gebildet:

$$\Sigma_{23} = \left| \sqrt{\Sigma_2^2 + \Sigma_3^2} \right| = \left| \frac{\sqrt{\sigma_2^2 + \sigma_3^2}}{\sigma_1} \right| \quad (4.4)$$

Die Auswertungen in Abb. 4.7 zeigen die Spannungsverhältnisse  $\Sigma_{23}$  in den Probengeometrien bei der Streckgrenze und kurz vor dem Versagen der Probengeometrie. Es zeigt sich, dass mit abnehmender paralleler Länge der Probe die Mehrachsigenheit des Spannungszustandes in der Probe zunimmt. In der sehr kurzen JZ-Geometrie liegt schon bei der Streckgrenze im Mittenbereich der Probe der Mittelwert aus  $\sigma_2$  und  $\sigma_3$  bei 1 % der Spannung  $\sigma_1$ .

Für eine exakte Bewertung wird der Faktor  $\Sigma_{23}$  im parallelen Bereich jeder Geometrie quantitativ untersucht. Dazu werden die berechneten Werte des Faktors  $\Sigma_{23}$  in jeder Geometrie auf die zweite Nachkommastelle gerundet und die Häufigkeit jedes Wertes bestimmt. Diese entspricht der Größe der einzelnen Farbflächen. Aus den Werten ergeben sich die Histogramme mit der Spannungsmehrachsigenheit in Abb. 4.8.

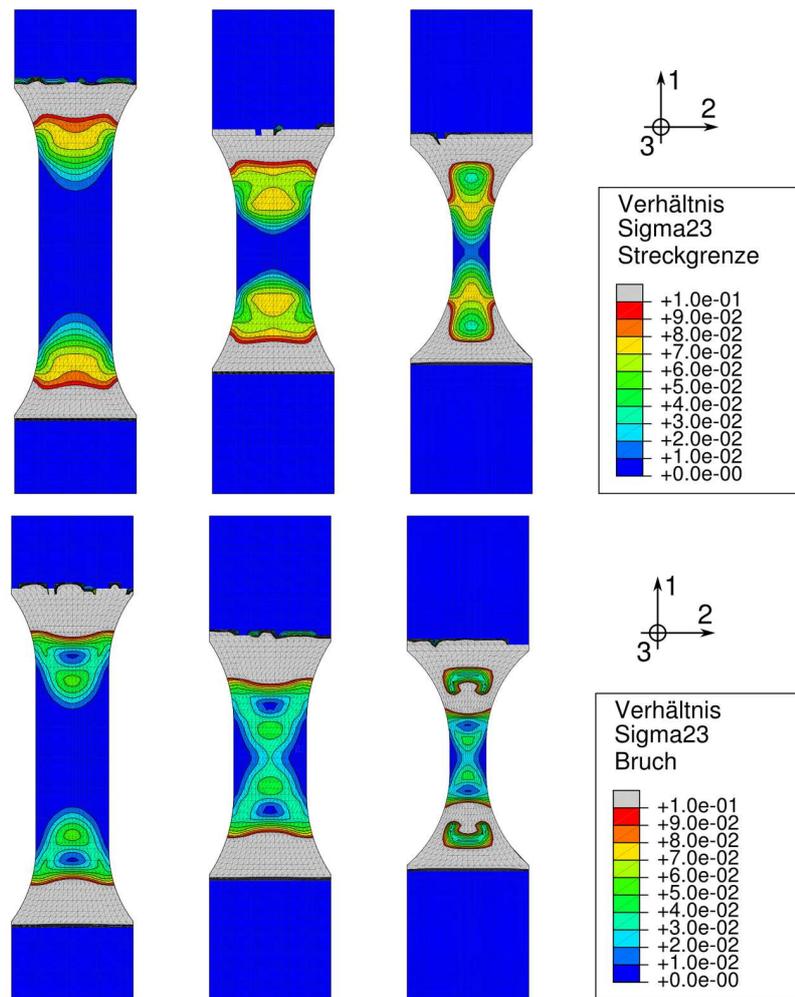


Abb. 4.7: Spannungsverhältnis  $\Sigma_{23}$  bei der Streckgrenze (oben,  $\varepsilon_1^{max} \approx 0,04$ ) und kurz vor dem Bruch des Materials (unten,  $\varepsilon_1^{max} \approx 0,63$ )

Erkennbar ist, dass an der Streckgrenze die Verteilung der Spannungsmehrachsigkeit in der Z30- und der BZ-Geometrie die gleiche Größenordnung aufweist. In ungefähr 80 % des parallelen Bereichs liegt ein rein einachsiger Spannungszustand vor. In der JZ-Geometrie liegt nur in ca. 40 % des Bereichs ein einachsiger Spannungszustand vor. Kurz vor dem Versagen der Probe zeigt die Z30-Geometrie immer noch einen weitgehend einachsigen Spannungszustand. Die JZ- und die BZ-Geometrie hingegen zeigen ein ausgeprägt mehrachsiges Verhalten.

Aus der Untersuchung des Spannungszustandes resultiert, dass die Z30-Geometrie am besten geeignet ist, Materialkennwerte im Zugversuch zu bestimmen. Hier liegt während des gesamten Versuchs ein einachsiger Zugspannungszustand vor. Durch den langen parallelen Bereich werden jedoch keine ausreichenden Dehnraten bei versuchstechnisch vertretbaren Prüfgeschwindigkeiten erreicht. Hier stellt die BZ-Geometrie eine gute Alternative dar, hohe Dehnraten bei einem ausreichenden einachsigen Spannungszustand zu realisieren. Im Vergleich zur JZ-Geometrie zeigt diese einen besseren Zugspannungszustand an der Streckgrenze.

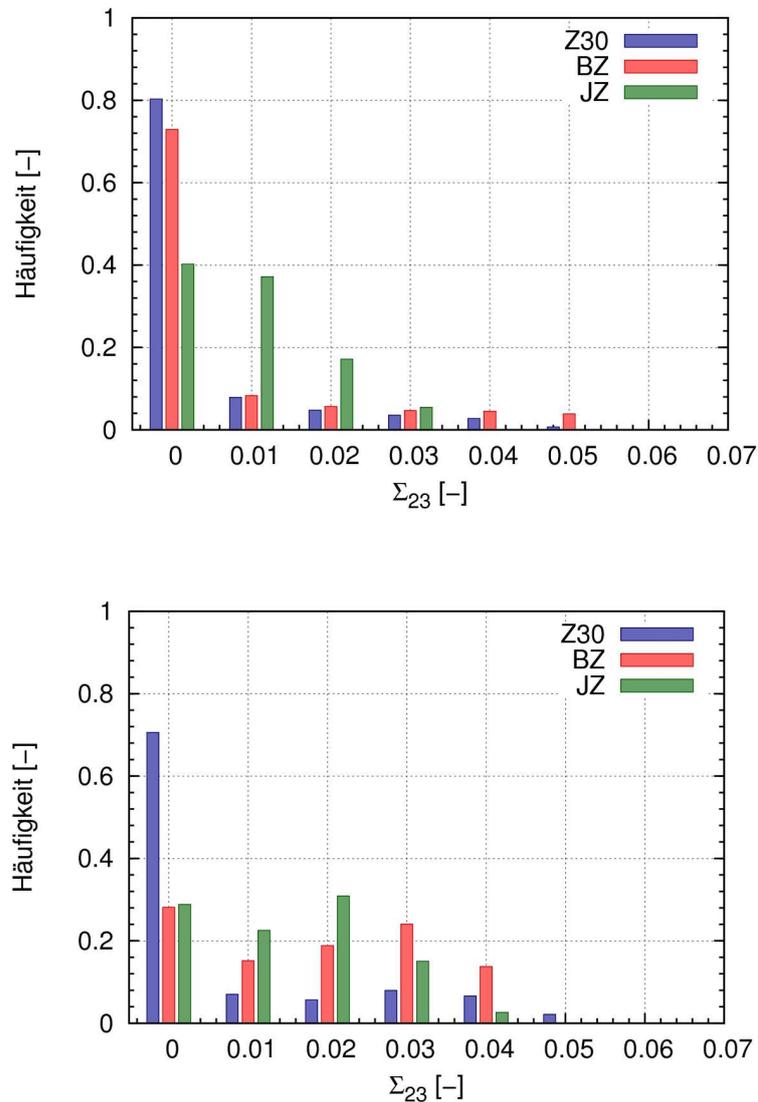


Abb. 4.8: Häufigkeit des Spannungsverhältnisses  $\Sigma_{23}$  bei der Streckgrenze (oben,  $\varepsilon_1 \approx 0,04$ ) und kurz vor dem Bruch des Materials (unten,  $\varepsilon_1 \approx 0,63$ )

### 4.1.3 Fazit

Für die Auswahl eines geeigneten Probekörpers für den Zugversuch lässt sich zusammenfassend sagen:

- Die Geometrie hat keinen Einfluss auf die Abhängigkeit des Materialverhaltens von der Dehnrates. Bezogen auf die Homogenität des Dehnratenverlaufs zeigen alle Geometrien die gleichen Tendenzen. Ein scheinbarer Einfluss liegt bei gleicher Geschwindigkeit vor, da unterschiedliche Dehnratenverläufe auftreten. Hier spielt jedoch die unterschiedliche Bezugslänge eine Rolle, sodass die maximal erreichbare Geschwindigkeit die erreichbare Dehnrates begrenzt. Aus die-

sem Grund ist die Z30-Geometrie zur Ermittlung von Kennwerten bei hohen Dehnraten nicht geeignet.

- In der Untersuchung des Spannungszustandes zeigen sich die Vorteile der BZ-Geometrie im Vergleich zu JZ-Geometrie. Hier existieren ein größerer Probenbereich, in dem ein fast einachsiger Spannungszustand vorliegt, was für die Ermittlung von reinen Zug-Kennwerten von Interesse ist.

Berücksichtigt man die größere Fläche im parallelen Bereich der BZ-Geometrie, was eine genauere Dehnungsauswertung ermöglicht, unterstreicht dies die bessere Eignung dieses Probentyps, der für die nachfolgenden Untersuchungen verwendet wird.

## 4.2 Schubversuche

### 4.2.1 Grundlagen des Schubversuchs

Bei der Entwicklung eines Schubprobekörpers treten ähnliche Fragestellungen auf, wie bei dem Design des Zugprobekörpers. Es müssen

- ein eindeutiger Schubzustand auftreten,
- die Schiebungsmessung über Grauwertkorrelation möglich sein und
- crashrelevante Schubraten ermöglicht werden.

Für die Erzeugung dieses Spannungszustandes gibt es unterschiedliche Konzepte [5, 29, 35, 42, 66]. Wie in Abb. 4.9 dargestellt, kann zum Einen über eine Drehbewegung in einer entsprechend gestalteten Probe eine Schubbelastung in der Drehebene erzeugt werden (Torsionsbelastung). Zum Anderen kann über eine Axialbewegung in einer in Lastrichtung liegenden Ebene ein Schubzustand generiert werden (Schubbelastung). Die Unterschiede zwischen den beiden Versuchsarten sind in Tabelle 4.2 dargestellt. Bei beiden Konzepten lassen sich bezüglich des sich einstellenden Schubzustandes zwei Fälle unterscheiden: reiner und einfacher Schub (Abb. 4.10). Bei einfachem Schub besteht eine Fixierung in 1-Richtung und es tritt eine überlagerte Dehnung auf. Dies führt zu einer Spannung in 1-Richtung und somit zu einem mehrachsigen Spannungszustand innerhalb des Schubbereichs. Bei reinem Schub sind Verschiebungen in 1-Richtung möglich, sodass keine Spannung und Dehnung in diese Richtung auftritt.

Für den Winkel  $\gamma$  in Abb. 4.10 sind in der Literatur verschiedene Bezeichnungen zu finden. In der Norm DIN ISO 53399 [66] wird dieser *Schiebung* genannt. In [30] wird der Begriff der *Scherung* verwendet. Im Zusammenhang mit dem Bauwesen wird dieser Winkel als *Gleitung* [36] bezeichnet. Auch für die zeitliche Ableitung  $\dot{\gamma}$  existieren verschiedene Begriffe. Diese kann als Schiebungsrate, Scherrate, Schergeschwindigkeit oder Gleitrate bezeichnet werden. Für die Bezeichnung in dieser Arbeit wird in Anlehnung an die zitierte Norm für den Winkel  $\gamma$  und den halben Winkel  $\epsilon_{12}$  der Begriff *Schiebung* verwendet. Die zeitliche Ableitung wird dementsprechend als *Schiebungsrate* bezeichnet.

Die Wahl der Belastungsart (Torsions- oder Schubbelastung) kann über die aufgestellte Forderung nach einem einheitlichen Halbzeug und einer geometrischen Nähe zum späteren Bauteil getroffen

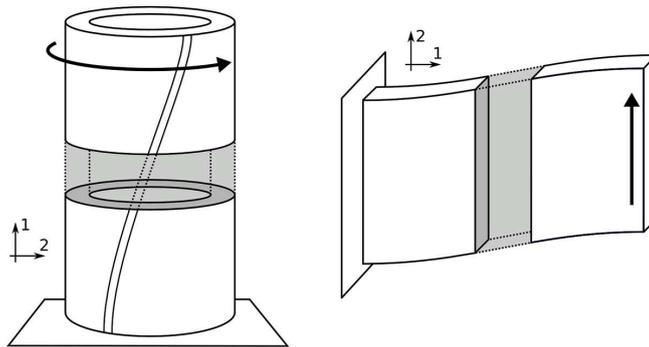


Abb. 4.9: Konzepte zur Erzeugung von Schubspannungen durch Torsionsbelastung (l) und Schubbelastung (r)

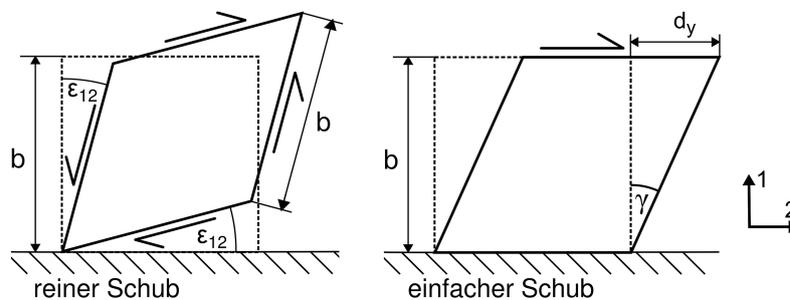


Abb. 4.10: Unterschiede reiner und einfacher Schub

Tabelle 4.2: Unterschiede zwischen Schub- und Torsionsbelastung

Torsionsbelastung	Schubbelastung
· Verwendung von Rohrprobekörpern	· flache Probengeometrie
· inhomogener Spannungszustand über Wanddicke	· reiner Schub schwer zu erzeugen
· komplexerer Prüfaufbau	· reines Schubversagen nicht möglich
· Dehnungsinhomogenitäten [35]	· einfacher Maschinenaufbau
· komplizierte Probenherstellung	· einfache Probenherstellung

werden. Die bei der Schubbelastung verwendete flächige Geometrie entspricht dieser Forderung und ermöglicht eine Dehnungsmessung mittels Grauwertkorrelation. Zudem kann bei dieser Lastart die gleiche Versuchsanlage wie bei den Zugversuchen verwendet werden. Das Design eines entsprechenden Probekörpers wird nachfolgend diskutiert.

## 4.2.2 Schubprobengestaltung

Für die Umsetzung einer solchen Schubbelastung existieren in der Literatur unterschiedliche Geometrien. Verschiedene Gestaltungsansätze sind in Abb. 4.11 gezeigt: Die Probe von *G'Sell* wurde in [33] intensiv untersucht. Für sie wurden detaillierte Gestaltungsrichtlinien erstellt. Die Probe nach *Arcan*

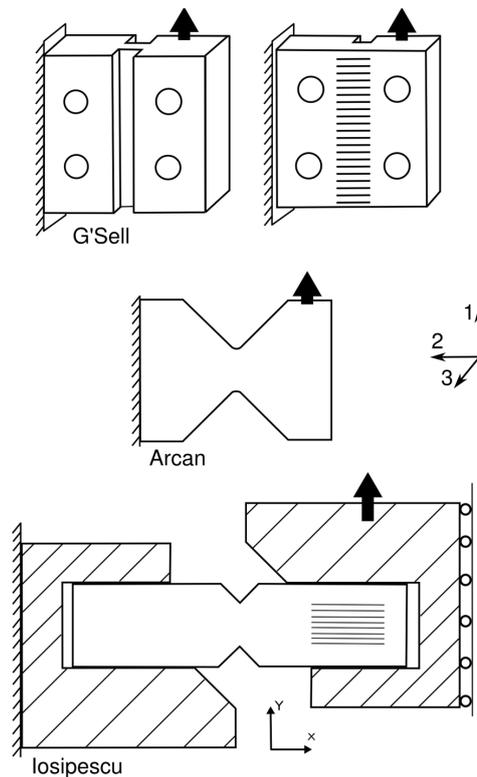


Abb. 4.11: Schubgeometrien nach *G'Sell* [33], *Arcan* [29] und *Iosipescu* [42]

[29] ist für den Einsatz von faserverstärkten Materialien entwickelt worden. Die Verwendung für unverstärkte Thermoplasten wurde allerdings in [45] gezeigt. Der *Iosipescu*-Schubstab [42] bietet die Möglichkeit, die gleiche Probekörpergeometrie wie für den Zugversuch zu verwenden.

Das Designprinzip aller drei Geometrien ist gleich: Die Probe hat eine fest eingespannte und eine freie Seite. Über eine Axialbewegung der freien Seite wird ein Schubzustand parallel zur Axialrichtung erzeugt. Durch Querschnitts- bzw. Dickenunterschiede innerhalb der Probe kann der Schubbereich genau lokalisiert werden. Nachteilig an diesem Designprinzip ist, dass diese Querschnittsunterschiede ein Versagen des Materials aufgrund von Kerbeffekten begünstigen. Es kann zu Zugspannungsüberhöhungen in der Probe kommen, die zu einem Einreißen des Materials führen. Dies ist materialabhängig, d. h. abhängig von der Zug- und Schubfestigkeit. Ist die Zugfestigkeit hoch genug, kann ein Schubversagen auftreten. Bei zu geringer Zugfestigkeit kommt es zu einem Aufreißen des Materials an den Geometrieübergängen.

Gut darstellbar sind diese unterschiedlichen Versagensbilder an hochorientierten kurzfaserverstärkten Schubproben wie in Abb. 4.12 gezeigt. Bei diesen liegen längs und quer zur Faserrichtung große Unterschiede in der Zugfestigkeit vor. Bei der Probenpräparation kann die Faserrichtung längs oder quer zur Schubfläche orientiert werden und somit die Zugfestigkeit in Axialrichtung beeinflusst werden. Bei längsorientierten Proben tritt so ein Schubversagen auf, da die faserdominierte Zugfestigkeit über der Schubfestigkeit liegt. Die Fasern gleiten voneinander ab. Die querorientierten Proben versagen im Radienbereich, da hier in Axialrichtung die Zugfestigkeit des Verbundmaterials von der Festigkeit des Matrixmaterials bestimmt wird.

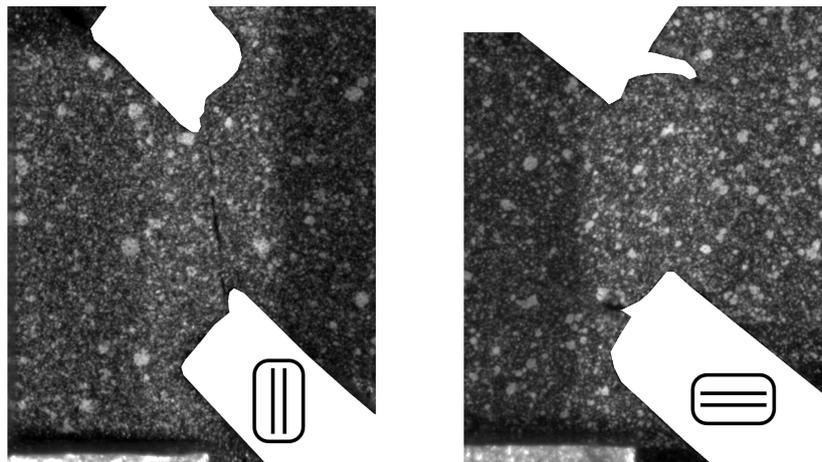


Abb. 4.12: Unterschiedliche Versagensmechanismen an hochorientierten kurzfaserverstärkten Schubproben mit Faserlage in (l) und quer (r) zur Schubrichtung

Mit Blick auf die Abhängigkeit des Schubversagens von der Zugfestigkeit des Materials lässt sich das Versagensbild durch das Design der Schubprobe verändern. Durch die Gestaltung des Schubbereichs kann die für die Deformation benötigte Kraft und die daraus resultierenden Spannungen in der Probe beeinflusst werden. Gestaltungsrichtlinie ist, dass die für das Erreichen des gewünschten Schubzustandes benötigte Kraft kein Zugversagen in der Probe hervorruft.

Ein weiteres Ziel bei der Probengestaltung ist die erreichbare Schiebungsrate im Schubbereich der Probe. Ausgehend von Abb. 4.10 kann die Schiebung  $\gamma$  bei einfachem Schub und kleinen Verschiebungen  $d_y$  durch

$$\gamma = 2 \cdot \varepsilon_{12} = \frac{d_y}{b} \quad (4.5)$$

berechnet werden [19, 30]. Analog lässt sich auch die technische Schiebungsrate  $\dot{\gamma}_t$  durch

$$\dot{\gamma}_t = 2 \cdot \dot{\varepsilon}_{12} = \frac{v_0}{b} \quad (4.6)$$

mit der Traversensollgeschwindigkeit  $v_0$  ermitteln. Für diese Formulierung gelten die gleichen Einschränkungen wie für die technische Dehnrate nach (3.19), sodass die tatsächliche Schiebungsrate mit

$$\dot{\gamma} = 2 \cdot \dot{\varepsilon}_{12} = \frac{\partial \gamma}{\partial t} = 2 \cdot \frac{\partial \varepsilon_{12}}{\partial t} \quad (4.7)$$

berechnet werden muss. Mit Blick auf eine hohe Schiebungsrate und hohe erreichbare Schiebungen wurde die Probengeometrie nach Arcan modifiziert (Abb. 4.13). Die Kerbgrundbreite  $b$  wurde auf 2 mm reduziert. Bei einer maximalen Geschwindigkeit von 10 m/s entspricht dies einer technischen

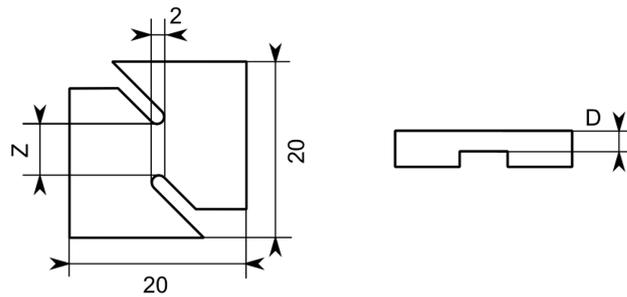


Abb. 4.13: Neue Schubprobengeometrie für Schubuntersuchungen

Schiebungsrate von  $5000 \text{ 1/s}$ . Die neue ebene Probengeometrie wird über eine Vorrichtung kraftschlüssig in der Prüfmaschine befestigt und kann aus einem spritzgegossenen Zugstab oder einer Platte präpariert werden. Zur Anpassung der auftretenden Kräfte kann die Schublänge  $Z$  und die Schubdicke  $D$  variiert werden.

Für die Bewertung der neuen Geometrie hinsichtlich der Eignung zur Ermittlung von Materialkennwerten werden

- der Einfluss von Schublänge und Materialdicke im Schubbereich und
- das Schiefungsfeld untersucht.

Im Anschluss wird ein Vergleichsdehnungsansatz eingeführt, mit dem die Schubversuche mit Zug- bzw. Druckversuchen verglichen werden können.

### 4.2.3 Einfluss der Schublänge

Für eine Aussage über einen Einfluss der Schublänge auf das Materialverhalten werden mit der in Abb. 4.13 gezeigten neuen Schubprobe quasistatische Versuche durchgeführt. Die Schublänge wurde dabei mit 6 mm ( $Z_6$ ) und 8 mm ( $Z_8$ ) variiert und jeweils drei Wiederholungen pro Geometrietyt durchgeführt.

Die Auswirkungen dieser Variation auf das Materialverhalten sind sehr gering. Deutlich wird dies im Schubspannungs-Schiebungs-Verlauf von beiden Geometrien in Abb. 4.14. Die Unterschiede zwischen beiden Kurven liegen in der Streubreite der Einzelversuche. Wie erwartet hat die Schublänge somit keinen Einfluss auf das Materialverhalten. Sie wird für alle folgenden Versuche auf  $Z = 8 \text{ mm}$  festgelegt.

### 4.2.4 Schiefungsfeld

Das Schiefungsfeld in der Probe zu einem Zeitpunkt  $t$  ist in Abb. 4.15 dargestellt. Ähnlich dem Dehnungsverlauf im Zugversuch tritt innerhalb der Schubgeometrie keine homogene Deformation auf. Im Gegensatz zur Zuggeometrie ist diese Inhomogenität jedoch sowohl im elastischen als auch im

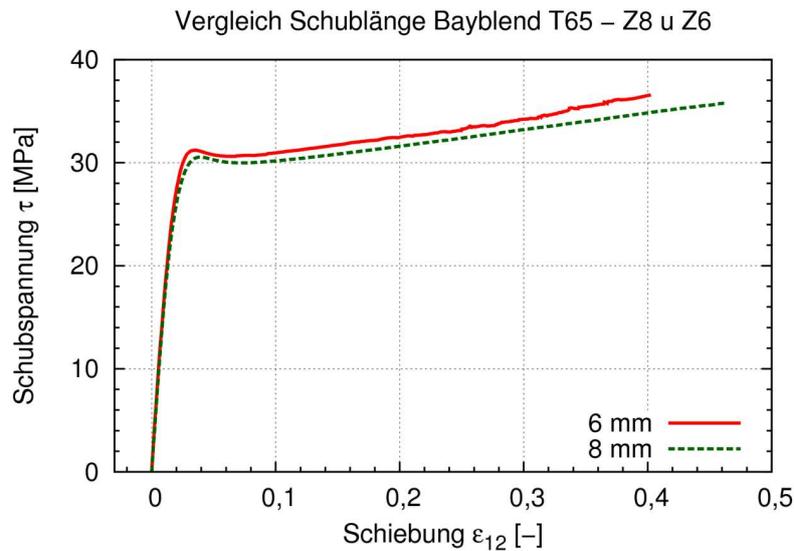


Abb. 4.14: Unterschiede im Schubspannungs-Schiebungs-Verhalten bei Schublängenvariation von 6 mm (Z6) und 8 mm (Z8) – Bayblend T65, quasistatisch

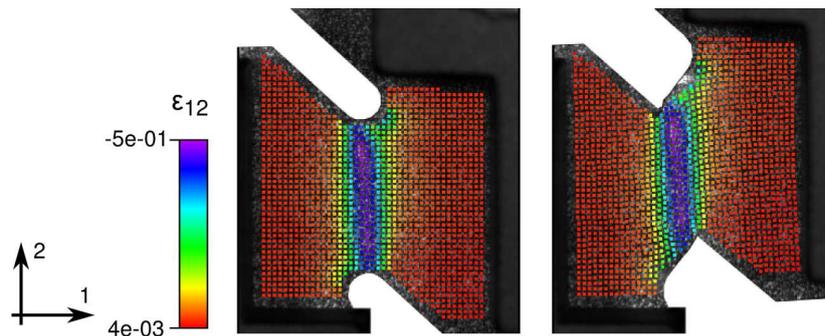


Abb. 4.15: Facettendarstellung des Schiefungsfeldes  $\varepsilon_{12}(x,y)$  auf der neuen Schubprobe kurz vor Versagen der Probe – projiziert auf die unverformte (l) und die verformte (r) Geometrie

plastischen Deformationsbereich vorhanden und lässt sich nicht ausschließlich mit der plastischen, lokal höheren Deformation des Materials begründen. Die Unterschiede im elastischen Verformungsbereich ergeben sich aus dem nicht konstanten Flächenträgheitsmoment über der Probenbreite und der beidseitigen Einspannung der Probe. Bei plastischer Verformung wird das Schiefungsfeld zusätzlich durch Materialerweichung und -verfestigung beeinflusst.

Für die Charakterisierung der Probengeometrie ist das Schiefungsfeld im plastischen Verformungsbereich ein wichtiges Kriterium. Idealerweise sollte es symmetrisch zur Schubebene und homogen über der Schubbreite sein. Im Folgenden wird das Schiefungsfeld in der Probe näher untersucht.

Die betragsmäßig höchste Schiefung ist im Mittenbereich der Schubprobe in Abb. 4.15 zu erkennen. Der Schiefungsverlauf zu verschiedenen Versuchszeitpunkten in einem Schnitt quer zur Schu-

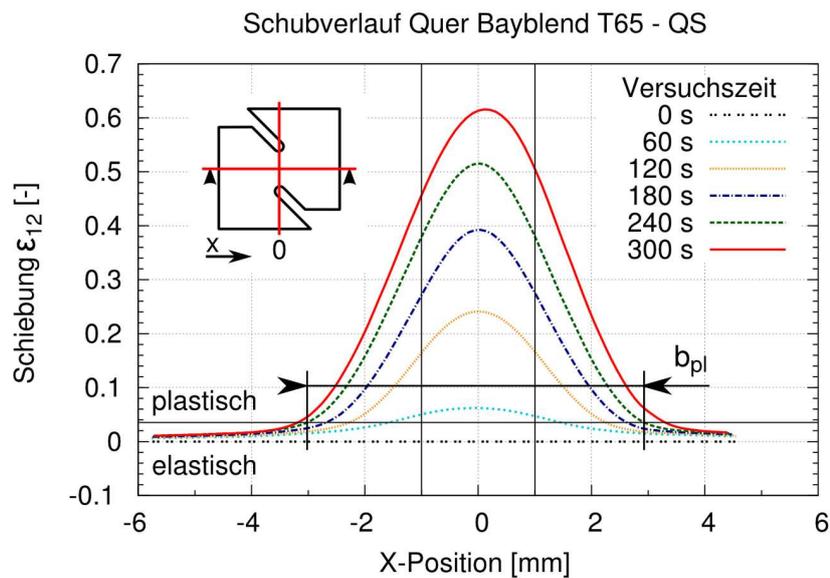


Abb. 4.16: Entwicklung des Schiebungsverlaufs  $\varepsilon_{12}(x)$  über der Probenbreite in quasistatischem (QS) Schubversuch

ebene ist in Abb. 4.16 dargestellt. Die Schiebung entwickelt sich wie gefordert symmetrisch zur Schubebene an der Position des minimalen Querschnitts ( $X=0$  mm). Mit zunehmender Versuchsdauer und somit zunehmender Verschiebung der freien Probenseite steigt die maximale Schiebung an. Durch Auftragen der maximalen Schiebung und der Schubspannung über der Versuchsdauer ergibt sich das in Abb. 4.17 dargestellte Diagramm. Aus dem Verlauf der Schiebung lässt sich deutlich die Streckgrenze erkennen und über zwei quadratische Ansätze zu beiden Seiten quantitativ bestimmen ( $\tau_{st} \approx 31 \text{ N/mm}^2$  und  $\varepsilon_{st} \approx 0,035$ ). Mit dem Wert für die Streckgrenze kann in Abb. 4.16 zwischen elastischen und plastischen Probenbereichen unterschieden werden.

Mit der Streckgrenze lässt sich die in Abb. 4.18 gezeigte Breite des plastifizierten Bereichs  $b_{pl}$  in der Probe über dem Versuchsverlauf bestimmen. Zu Beginn, bei Dehnung kleiner der Streckdehnung, liegt kein plastischer Bereich vor. Bereits kurz nach Überschreiten der Streckgrenze ist die gesamte Schubbreite (2 mm) durchplastifiziert. Im Anschluss daran verlangsamt sich die weitere Plastifizierung aufgrund des sich ändernden Querschnitts und die dadurch benötigten höheren Kräfte für das Überschreiten der Streckspannung. Da das Material Bayblend T65 eine Verfestigung im plastischen Bereich aufweist, können diese höheren Kräfte übertragen werden, wodurch ein Weiterplastifizieren in den Bereich des größer werdenden Querschnitts möglich ist.

#### 4.2.5 Ansatz zum Vergleich der Spannungszustände

Für einen späteren Vergleich der Schubversuche mit Zug- und Druckzuständen in einem Spannungs-Dehnungs-Diagramm müssen Verschiebungen und Verzerrungen miteinander vergleichbar sein. Hier-



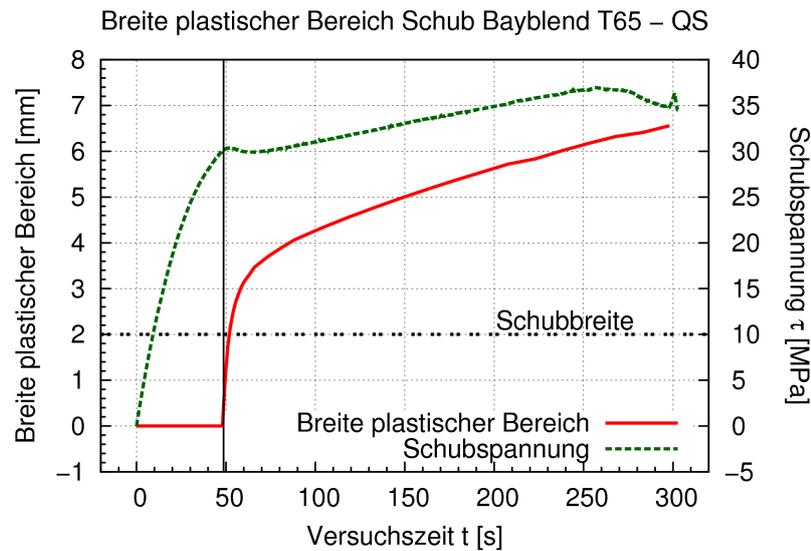


Abb. 4.18: Ausweitung des plastischen Schubbereichs während des Versuchs – Bayblend T65, quasistatisch (QS)

### 4.3 Druckversuche

Neben Zug- und Schubbelastung stellt die einachsige Druckbelastung eine einfach zu definierende Lastart dar. In der Literatur existieren verschiedene Ansätze und Normen, um die Materialeigenschaften unter Druckbelastung zu ermitteln [5, 11, 63, 65]. Bei der Umsetzung ergeben sich jedoch verschiedene Probleme, die bei den vorher aufgeführten Versuchen nicht auftreten. Dies sind vor allem

- Stabilitätsprobleme und
- undefinierte Spannungszustände durch Reibung.

Diese beiden Punkte müssen bei der Gestaltung der Probekörper berücksichtigt werden. Für die Stabilitätsproblematik ist die Geometrie des Probekörpers entscheidend. Die stabilitätskritische Kraft lässt sich mit der *Eulerschen* Knicklast beschreiben:

$$F_k = \frac{\pi^2 EI}{(\beta \cdot L)^2}. \quad (4.11)$$

Zur Berechnung dieser Kraft, bei der ein Stabilitätsversagen in der Struktur eintritt, fließt neben dem Elastizitätsmodul ( $E$ ), dem Flächenträgheitsmoment ( $I$ ) und der Länge ( $L$ ) auch noch ein Faktor für die Art der Einspannung ( $\beta$ ) ein. Ersichtlich ist, dass mit größerer Länge der verwendeten Geometrie, die kritische Knicklast abnimmt. Aus diesem Grund werden in der Norm EN ISO 604 [63] prismenförmige, zylindrische oder rohrförmige Probekörper mit geringer Länge gefordert.

Durch die Verwendung dieser gedrungenen Geometrien ergeben sich Probleme durch Reibung in den Auflageflächen. Es kommt zu einem undefinierten Spannungs- und Deformationszustand. Dies ist am

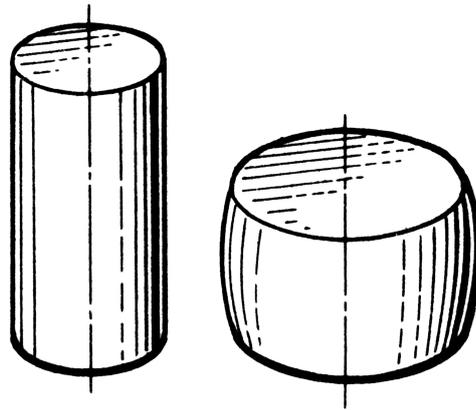


Abb. 4.19: Auswirkung von Reibungseinflüssen bei zylindrischen Druckproben  
[1] – unbelastete (l) und belasteter (r) Probekörper



Abb. 4.20: Schlanker Druckprobekörper mit Führung (geöffnet) [8]

Ausbeulen der Geometrie im rechten Bild in Abb. 4.19 ersichtlich. Durch geeignete Maßnahmen kann die Reibung zwar minimiert, aber nie vollständig verhindert werden. Die Forderungen vom Beginn dieses Kapitels nach einem einheitlichen Halbzeug und einem realitätsnahen Längen-, Breiten- und Dickenverhältnis kann mit diesen Geometrien nicht erfüllt werden.

Ein weiteres Versuchsprinzip ist die Verwendung schlanker Probekörper und die Verwendung von Stützvorrichtungen (Abb. 4.20). Durch diese wird der Probekörper stabilisiert und das frühzeitige Knicken verhindert. Allerdings behindern diese Vorrichtungen auch die Deformation des Probekörpers, so dass auch hier kein rein einachsiger Spannungszustand auftritt.

Aus dem Vergleich beider Prüfkonzepte ergeben sich die in Abb. 4.21 gezeigten Unterschiede. Hier wurde an dem Material Bayblend T65 zum Einen ein prismenförmiger Probekörper mit einem Kantenverhältnis von 1:1:1 getestet. Zum Anderen wurde der Z30-Probekörper aus Abb. 4.1 mit der in

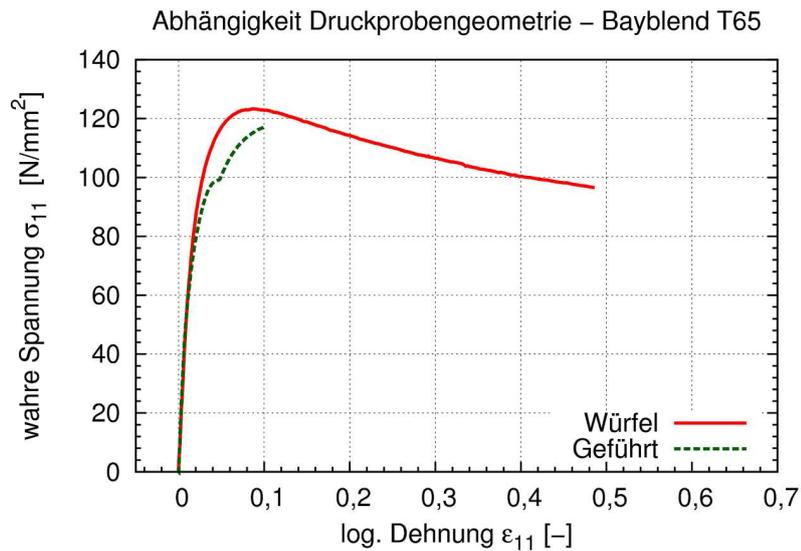


Abb. 4.21: Ergebnisse aus Druckversuchen an zwei unterschiedlichen Geometrien

Abb. 4.20 abgebildeten Führung untersucht. Beide Geometrien zeigen im Anfangsbereich eine gute Übereinstimmung. Mit zunehmender Dehnung weichen beide Kurven allerdings voneinander ab. Hier treten die Probleme beider Prüfkonzepete auf. Ab diesem Punkt ist eine exakte Interpretation schwierig, da nicht mehr von einem einachsigen Druckzustand ausgegangen werden kann.

Aus den hier gezeigten Problemen ergibt sich, dass der Druckversuch nur im Anfangsbereich der Deformation verwertbare Ergebnisse mit einem eindimensionalen Spannungszustand liefert. Im plastischen Deformationsbereich kommt es je nach verwendeter Geometrie zu mehrachsigen Spannungszuständen oder Stabilitätsproblemen. Für die eindeutige Beschreibung des Materialverhaltens sind diese Versuche daher nicht geeignet. Sie können jedoch in der Validierung eines Materialmodells oder für die Parameterermittlung im Rahmen eines Reverse Engineerings verwendet werden. Dazu muss der Versuch mit allen Einflussgrößen in der FE-Simulation abgebildet werden.

Für die weitere Arbeit ist eine Ausweitung der Druckversuche zu hohen Deformationsgeschwindigkeiten aufgrund des fehlenden, klar definierten plastischen Deformationsbereichs nicht sinnvoll. Daher wird im Weiteren nicht auf das Druckverhalten eingegangen.

# 5 Messdatenverarbeitung

## 5.1 Filterung der Kraftsignale

### 5.1.1 Untersuchung des schwingenden Kraftsignals

Durch Aufbau und Lage der Kraftmessung an der Prüfmaschine und die stoßartige Krafteinkopplung kommt es in solchen Systemen immer zu Schwingungen im aufgezeichneten Kraftsignal [12, 67], die den Eigenschwingungen des Systems entsprechen. Einen maßgeblichen Einfluss auf die Ausprägung dieser Schwingungen haben der Aufbau der Kraftmessung, die Gesamtsteifigkeit der Maschine aber auch das untersuchte Material. Je nach Dämpfungseigenschaften des Materials verringert dieses mehr oder weniger den Stoß und reduziert somit die Anregung von Eigenschwingungen. Gleichzeitig bewirkt diese Dämpfung aber eine verzögerte Belastung der Probe, was bei der Interpretation der Messung berücksichtigt werden muss.

Für die weiteren Untersuchungen wird das in Abb. 5.1 gezeigte, ungefilterte Kraftsignal eines Schubversuchs an Bayblend T65 bei  $v_0 = 3 \text{ m/s}$  verwendet. Als Vergleich dazu ist in Abb. 5.2 das ebenfalls ungefilterte Kraftsignal eines quasistatischen Versuchs gezeigt, bei dem keine stoßartigen Belastungen auftreten und so keine Eigenschwingungen angeregt werden. Für eine bessere Vergleichbarkeit bei den folgenden Untersuchungen ist die Zeitachse des quasistatischen Versuchs skaliert damit die Frequenzspektren beider Versuche im gleichen Wertebereich liegen.

Mittels einer Transformation beider Signale in den Frequenzbereich (Abb. 5.3 und Abb. 5.4) sind die Unterschiede in der Signalqualität ersichtlich. Im Frequenzgang aus dem Hochgeschwindigkeitsversuch sind drei markante Eigenfrequenzen bei ca. 4 kHz, 6,2 kHz und 17 kHz erkennbar. Diese Schwingungen überlagern das eigentliche Signal. Aus der Betrachtung des Frequenzverlaufs des quasistatischen Versuchs wird deutlich, dass die in Abb. 5.1 auftretenden Schwingungen in einem Frequenzbereich liegen, der für die Beschreibung des eigentlichen Messsignals wichtig ist. Eigenfrequenzen in diesem Bereich wirken sich besonders stark auf das eigentliche Signal aus.

Da die Eigenschwingungen eines Systems nie verhindert werden können, gibt es verschiedene Ansätze, die Auswirkung der Schwingungen auf das Messsignal zu reduzieren. Dies sind u. a.

- das Verschieben der Eigenfrequenzen in signaltechnisch günstigere Bereiche und anschließende Filterung und
- das selektive Herausfiltern der Schwingungen durch Filteralgorithmen.

Ziel beim Verschieben ist, dass die Eigenschwingungen außerhalb des signalrelevanten Frequenzbereich liegen. Im gezeigten Messdatensatz in Abb. 5.3 wären dies Eigenschwingungen über 10 kHz. Diese hochfrequenten Schwingungen lassen sich ohne große Beeinflussung des eigentlichen Signals

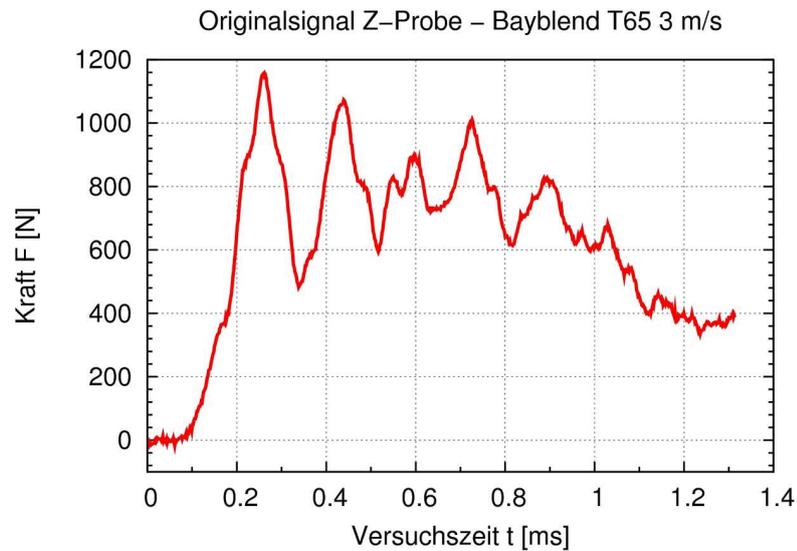
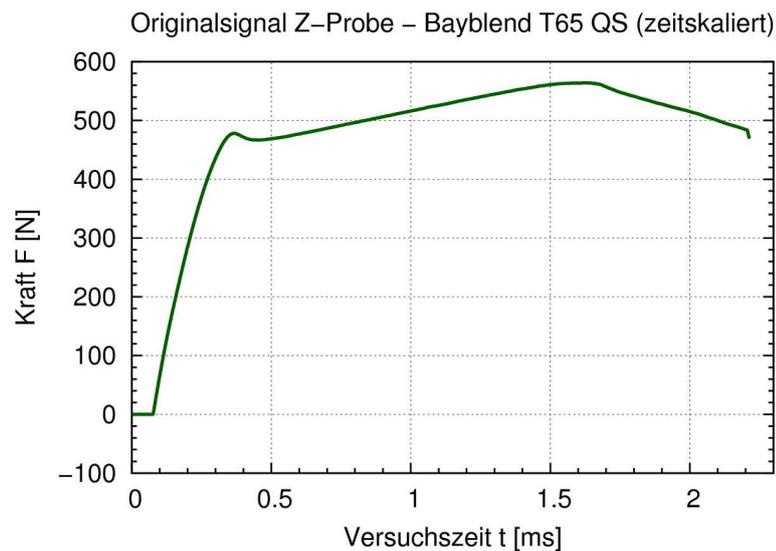
Abb. 5.1: Kraftsignal aus Schubversuch, Bayblend T65  $v_0 = 3 \text{ m/s}$ 

Abb. 5.2: Kraftsignal aus Schubversuch, Bayblend T65 quasistatisch

herausfiltern (z. B. mit Tiefpassfiltern). Theoretisch ist es möglich, die Eigenschwingungen durch konstruktive Maßnahmen zu verschieben. Bei Betrachtung des Kraftmesssystems als ungedämpften Mehrmassenschwinger sind höhere Eigenschwingungen entweder durch eine Gewichtsreduktion oder eine Steifigkeitserhöhung der einzelnen Komponenten zu erreichen. In der Praxis sind diese Maßnahmen konstruktionsbedingt nicht vollständig umzusetzen, da viele Komponenten nicht verändert werden können (z. B. Kraftmessdose, Verbindungen zur Prüfmaschine etc.). Ein weiterer konstruktiver Ansatz besteht darin, die Kraftmessung näher an der Probengeometrie zu positionieren, wie es in [13] beschrieben ist. Durch Verwendung eines sehr leichten Kraftmesssystems, das sehr nahe an

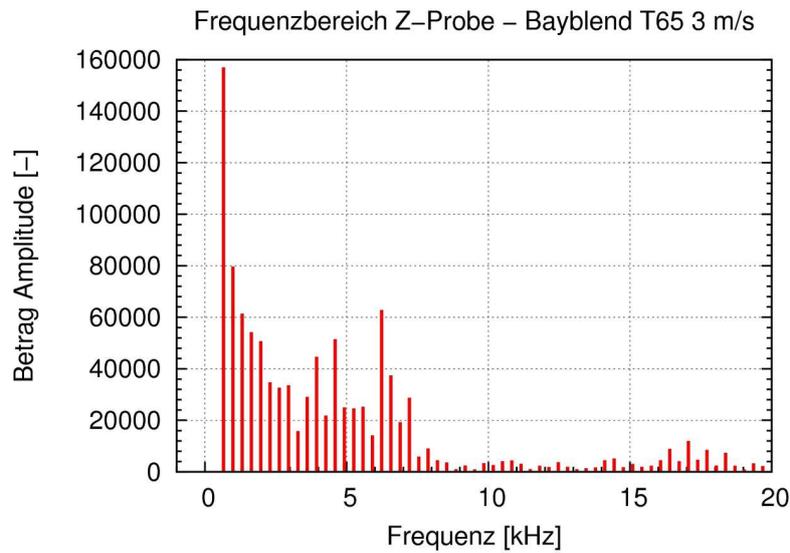


Abb. 5.3: Frequenzspektrum des Kraftsignals aus Schubversuch, Bayblend T65  
 $v_0 = 3 \text{ m/s}$

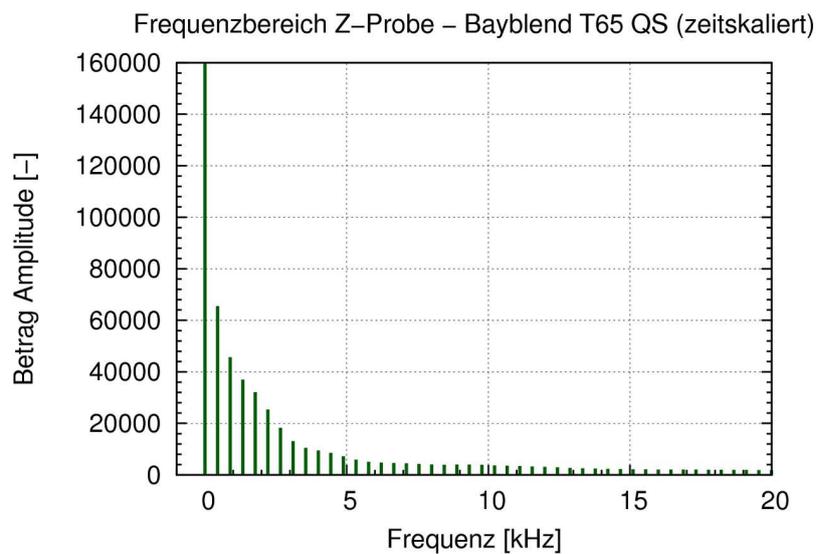


Abb. 5.4: Frequenzspektrum des Kraftsignals aus Schubversuch, Bayblend T65  
quasistatisch (zeitskaliert)

der Probe befestigt ist, reduzieren sich die Auswirkungen der Eigenschwingungen auf das gemessene Kraftsignal.

Eine weitere Methode ist das Filtern des Signals. Ziel bei jeder Filterung ist die Verringerung der Eigenschwingungen ohne Beeinflussung des eigentlichen Signals. Filteralgorithmen haben den Vorteil, dass durch die nachgelagerte Bearbeitung der Versuchsdaten die verwendeten Filter individuell an das

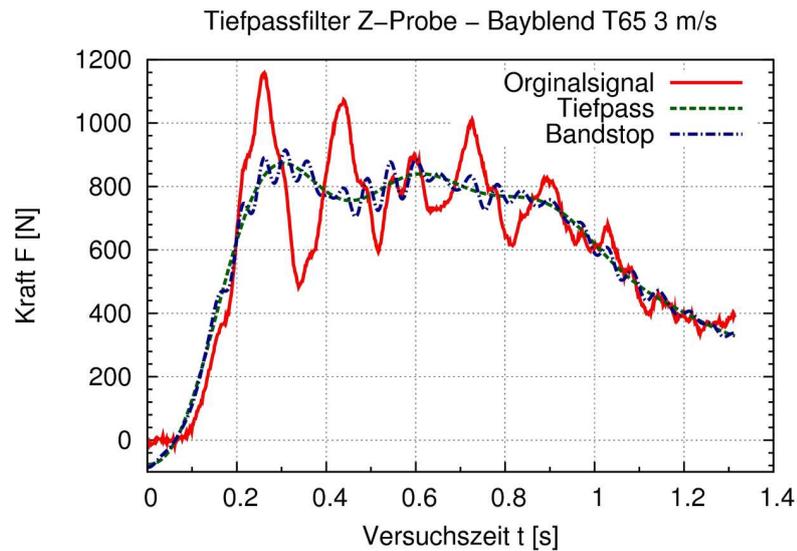


Abb. 5.5: Tiefpass- und Bandstopfilter im Schubversuch, Bayblend T65  
 $v_0 = 3 \text{ m/s}$

Signal angepasst werden können. Beispielphaft ist die Filterung des Signals aus Abb. 5.1 mittels eines Tiefpass- und eines Bandstopfilters in Abb. 5.5 dargestellt. Mit beiden Filtermethoden können die Schwingungen reduziert werden. Gleichzeitig tritt eine starke Veränderung im Anfangsverhalten des Kurvenverlaufs auf. Da zu diesem Versuchszeitpunkt noch keine Schwingung auftreten kann, können dies nur Artefakte und Ungenauigkeiten des Filterns sein. Hervorgerufen werden diese durch eine nicht optimale Frequenzfilterung und aus Leckage-Effekten [68], die aufgrund des nichtperiodischen Kraftsignals und der Verwendung von frequenzbasierten Filtern auftreten.

Für eine genauere Filterung des Signals wird ein neuer Ansatz benötigt. Im Zuge dieser Arbeit wurde ein frequenzselektiver Filter entwickelt, der optimal an die auftretenden Eigenfrequenzen und das zugrundeliegende Signal angepasst werden kann.

### 5.1.2 Entwicklung einer frequenzselektiven Filtermethode

Die Grundidee zu dieser Filtermethode stellt sich wie folgt dar: Der theoretische Frequenzverlauf des nicht schwingenden Signals bei hochdynamischen Versuchen muss wie im quasistatischen Versuch in Abb. 5.4 durch eine konstant fallende Kurve darstellbar sein. Diese in Abb. 5.6 aufgetragene Ideallinie muss aus dem realen Frequenzspektrum des hochdynamischen Versuchs berechnet werden.

Aus Betrachtung des realen Spektrums wird deutlich, dass die benötigte mathematische Beschreibung einer Glättung des Frequenzspektrums entspricht. Die einfachste Form, den Verlauf des Frequenzspektrums zu glätten, ist eine abschnittsweise Linearisierung (Abb. 5.7). Dabei wird jeweils ein Abschnitt durch eine Gerade ( $g(x) = ax + b$ ) abgebildet. Für die Bestimmung der Parameter der Geradengleichung können verschiedene Ansätze verwendet werden. Zum Einen eine 2-Punkt-Methode (Abb. 5.8, links), bei der die Parameter  $a$  und  $b$  über die Amplitudenwerte bei minimaler und maxima-

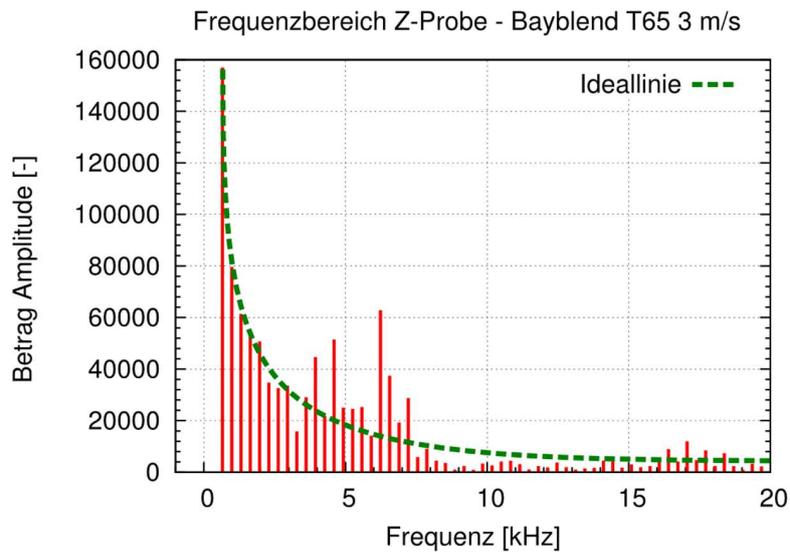


Abb. 5.6: Frequenzbereich aus Schubversuch, Bayblend T65  $v_0 = 3 \text{ m/s}$ , mit Ideallinie

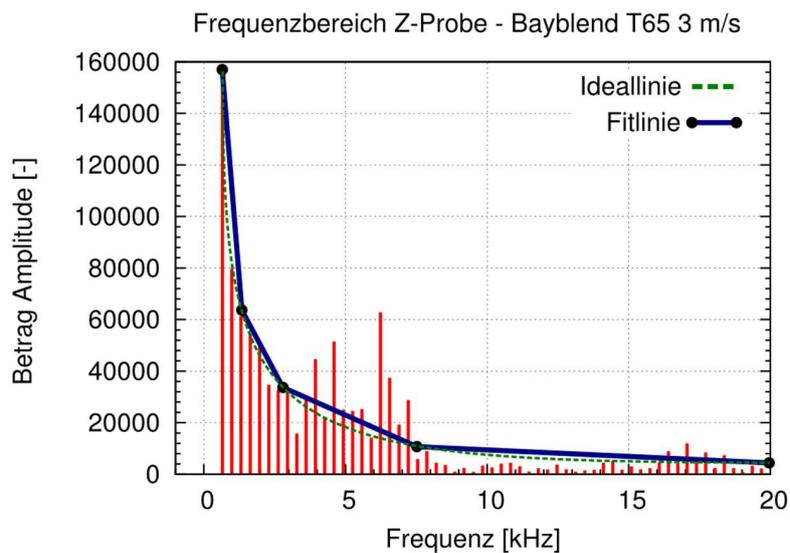


Abb. 5.7: Frequenzbereich aus Schubversuch, Bayblend T65  $v_0 = 3 \text{ m/s}$ , mit Fitlinie

ler Frequenz des Abschnitts bestimmt werden. Die zweite Methode berücksichtigt über eine lineare Regressionsanalyse alle Amplitudenwerte eines Abschnitts (Abb. 5.8, rechts).

Nach der Bestimmung der Parameter für die Abschnittsgerade werden die Amplitudenwerte an den einzelnen diskreten Frequenzwerten auf den Wert der Gerade an diesem Punkt getrimmt. Dies wird für mehrere Abschnitte durchgeführt, entsprechend den auftretenden Eigenschwingungen. Anschließend wird das modifizierte Frequenzspektrum in den Zeitbereich zurücktransformiert. Das Ergebnis

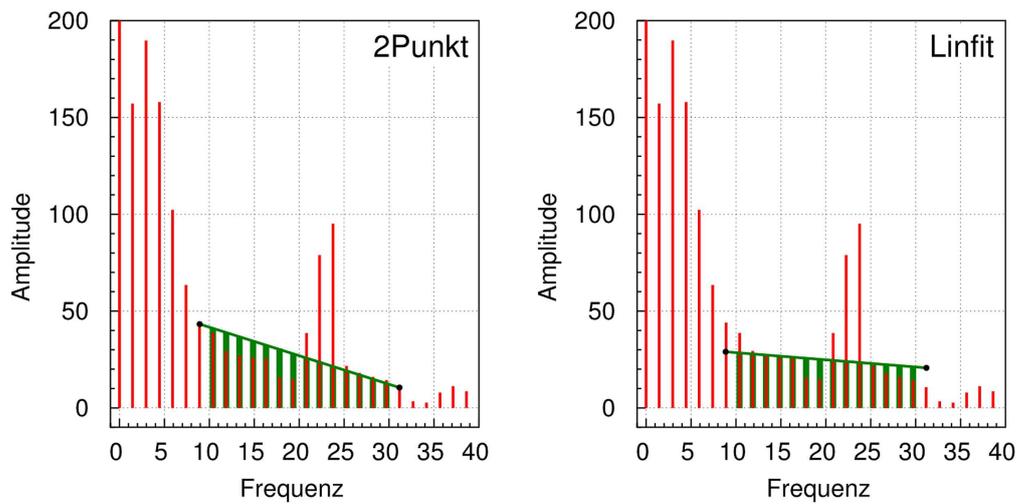


Abb. 5.8: Filterprinzipien für Kurvenanpassung

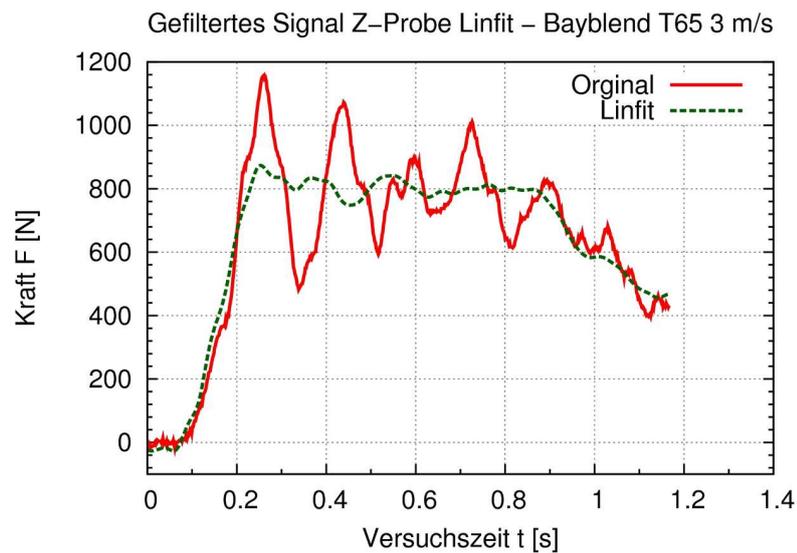


Abb. 5.9: Selektiver Frequenzfilter im Schubversuch, Bayblend T65  $v_0 = 3 \text{ m/s}$

der Filterung des oben gezeigten Schubversuchs unter Verwendung der linearen Fit-Methode ist in Abb. 5.9 gezeigt.

Aus dem Verlauf in Abb. 5.9 zeigt sich, dass das Anfangsverhalten nach der Filterung gut abgebildet wird und keine starken Leakage-Effekte auftreten. Als Qualitätskriterium der Filtermethode können Abweichungen im Anfangsbereich und der Vergleich der Flächen unter der Originalkurve und der gefilterten Kurve verwendet werden. Im Weiteren wird auf die Bewertung der Filtergüte näher eingegangen werden.

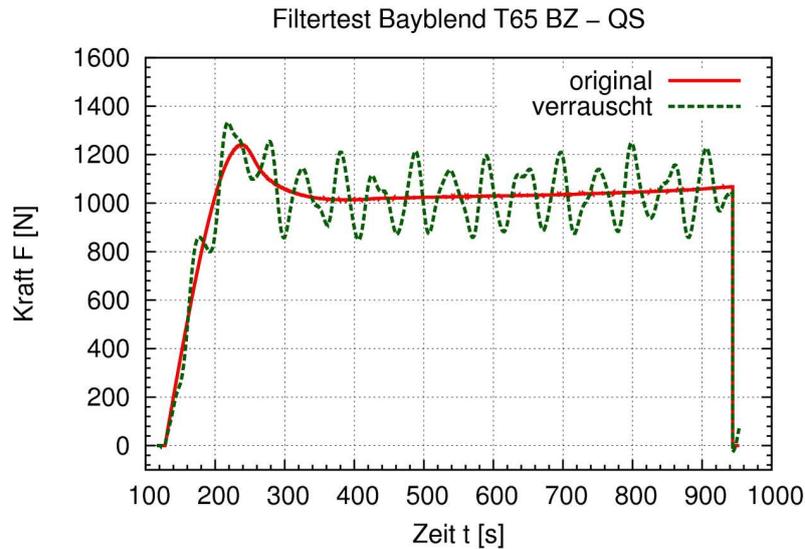


Abb. 5.10: Original- und künstlich verrauschtes Signal, Bayblend T65 BZ QS

### 5.1.3 Bewertung der Filtergüte

Für eine weitere Beurteilung der Filtergüte wird ein gemessenes Kraftsignal aus einem quasistatischen Versuch ohne sichtbare Schwingungsüberlagerungen künstlich verrauscht. Hierzu werden dem Originalsignal Schwingungen überlagert, die ähnlich den Schwingungen der Maschine bei höheren Geschwindigkeiten sind. Berechnet wird das verrauschte Signal mit

$$f(x) = A_{orig}(t) + \sum_{i=0}^n A_i \cdot \sin(f_i \cdot t + \varphi_i) \quad n = 0..3 \quad (5.1)$$

Für das Verrauschen des Signals wurden dem Originalsignal vier Schwingungen überlagert (Tabelle 5.1). Bezogen auf das Frequenzspektrum des Signals in Abb. 5.11 liegen diese im Bereich der hohen Amplitudenwerte, welcher für die Signalbeschreibung relevant ist. Um eine Schwebung im entstandenen Signal zu vermeiden, wurden für die Frequenzwerte Primzahlen verwendet. Für eine realitätsnahe Abbildung setzen die Schwingungen erst in der Mitte des Kraftanstiegs ( $t = 170$  s) ein. Dies resultiert aus der Tatsache, dass die durch den Stoß induzierte Welle eine bestimmte Zeit benötigt, bis sie die Kraftmessdose erreicht und Eigenschwingungen im System anregt.

Tabelle 5.1: Frequenzen, Amplituden und Phasen für künstliche Eigenschwingungen

$f_i$	Frequenz [Hz]	Amplitude [N]	Phase [-]
$f_0$	0,007	20	2,075
$f_1$	0,019	130	0,075
$f_2$	0,029	50	0,358
$f_3$	0,043	20	0,226

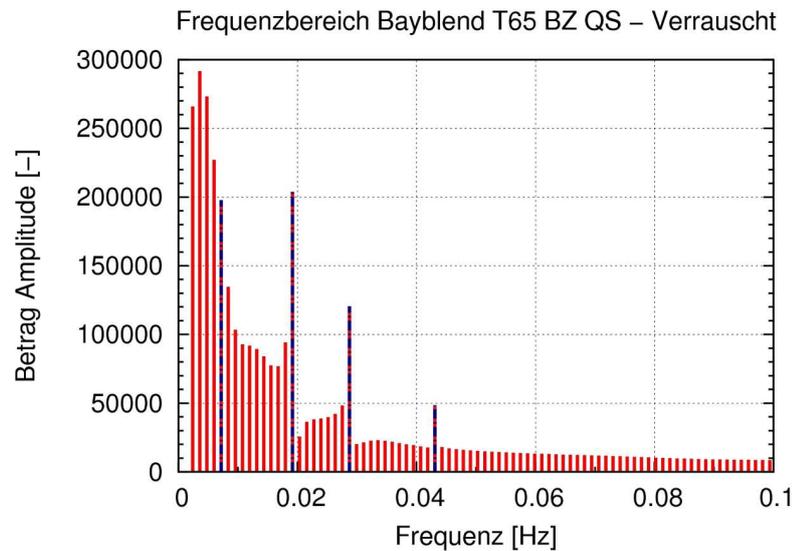


Abb. 5.11: Frequenzspektrum des künstlich verrauschten Signals, Bayblend T65 - BZ QS

Das Originalsignal und das verrauschte Signal sind in Abb. 5.10 dargestellt. Im Frequenzspektrum des verrauschten Signals in Abb. 5.11 sind die überlagerten Frequenzen  $f_0 - f_3$  deutlich zu erkennen. Die erste Frequenz liegt im kritischen Bereich, in dem auch die Frequenzen des Originalsignals liegen. Diese Frequenz kann nicht ohne starke Veränderungen im Originalsignal gefiltert werden.

Nach der Filterung ergibt sich das in Abb. 5.12 gezeigte Signal. Qualitativ ist zu erkennen, dass der anfängliche Kraftanstieg wieder sehr gut aus dem verrauschten Signal extrahiert werden kann. Im Endbereich treten deutlich die Leckage-Effekte auf, was auf das Verrauschen und die damit einhergehende nicht natürliche Entstehung des Signals zurückzuführen ist.

Aus den durchgeführten Untersuchungen kann zusammengefasst werden, dass die Filtermethode das Originalsignal in ausreichender Güte glätten kann. Für die einfache Anwendung des Filters ist dieser in einem Coputerprogramm implementiert. Dennoch ist zu beachten, dass bei dem Versuchsaufbau durch geeignete konstruktive Maßnahmen auf möglichst hohe Eigenfrequenzen geachtet werden sollte.

## 5.2 Bearbeitung der korrelierten Verschiebungs- und Dehnungsdaten

Die in Kapitel 3.2.2 beschriebene Grauwertkorrelation liefert für jedes gespeicherte Versuchsbild, und damit für diskrete Zeitpunkte des Versuchs, die Informationen zu Verzerrungen und Dehnungen auf der Oberfläche der Probe. Aus diesen zweidimensionalen Daten muss ein eindimensionaler Wert berechnet werden, der dem Verschiebungs- und Dehnungszustand der Probe zum jeweiligen Zeitpunkt entspricht. Da die Verschiebungen und Dehnungen auf der Probe, außer im elastischen Bereich, nicht

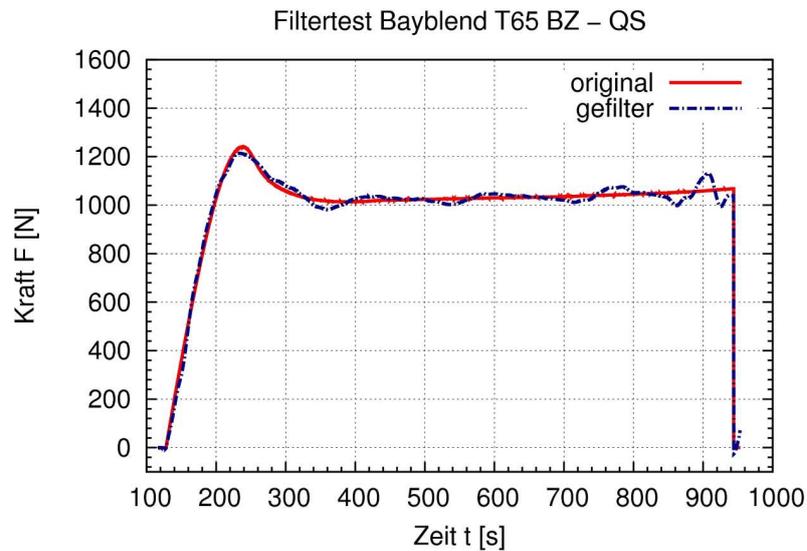


Abb. 5.12: Original- und gefiltertes verrauschtes Signal, Bayblend T65 - BZ QS

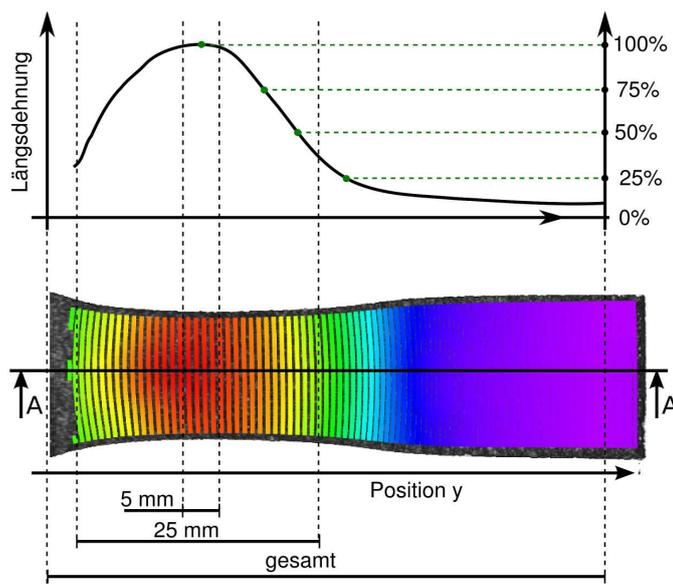


Abb. 5.13: Ausprägung lokaler Dehnungsmaxima innerhalb einer Zugprobe

homogen sind (Abb. 5.13), ist es für die Versuchsauswertung entscheidend, wo und wie dieser eindimensionale Wert berechnet wird.

Grundsätzlich können zwei Vorgehensweisen unterschieden werden. Das sind

- eine Linienauswertung in zwei Richtungen und
- die Mittelung aller Facettenwerte in einem Probenbereich.

Die Linienmessung entspricht dem Prinzip herkömmlicher Messtaster. Es werden auf der Probe zwei Punkte mit einem definierten Abstand betrachtet und die Dehnung zwischen den beiden Punkten aus der Relativbewegung zueinander berechnet. Dies erfolgt in Längs- und Querrichtung der Geometrie. Bei der Methode der Mittelung wird der Durchschnitt der Verschiebungs- und Dehnungswerte aller Facetten in einem definierten Prüfbereich berechnet.

Der Hauptunterschied zwischen beiden Methoden ist die Berücksichtigung von Inhomogenitäten im Dehnungsfeld. Bei der Linienmessung in Längsrichtung werden die in Querrichtung auftretenden Unterschiede in der Längsdehnung, z. B. durch Randeffekte, nicht berücksichtigt. Bei der Mittelungsmethode können diese Unterschiede, je nach Wahl des Mittelungsbereichs, mit in den eindimensionalen Wert einfließen.

Unabhängig von der Mittelungsmethode ist der Mittelpunkt und die Größe des zu untersuchenden Bereichs festzulegen. Für die Lage des Mittelpunktes wird folgende Überlegung herangezogen: Bei hoher plastischer Deformation der Probe schnürt die Probe wie in Abb. 5.13 dargestellt im parallelen Bereich ein. Abhängig vom tatsächlichen Querschnitt der Probe

$$A(y) = A_0 \cdot \exp [2 \cdot \varepsilon_q(y)]. \quad (5.2)$$

unter Annahme transversal-isotropen Materialverhaltens erzeugt die außen anliegende Zugkraft lokal unterschiedliche Spannungen in Zugrichtung im Probekörper:

$$\sigma(y) = \frac{F}{A(y)}. \quad (5.3)$$

Die höchste Spannung liegt in der Einschnürung vor, wo die maximalen Dehnungen in Längs- und Querrichtung auftreten. Dies ist der Punkt mit der höchsten Materialbelastung. Dieser Punkt wird als Mittelpunkt des Bereichs verwendet.

Für die Ausdehnung des relevanten Auswertebereichs können verschiedene Ansätze verwendet werden:

- absolute Bereichsauswahl,
- Extremwertmethode und
- Flächenmethode.

Ziel der unterschiedlichen Ansätze, ist eine Vergleichbarkeit bei verschiedenen Versuchsbedingungen zu gewährleisten. Dies sind Schwankungen innerhalb einer Versuchsserie bei gleichem Probekörper und gleichem Material, aber auch Variationen der Probengeometrie, wie sie in Kapitel 4.1 durchgeführt wurden.

### 5.2.1 Absolute Bereichsauswahl

Bei der absoluten Bereichswahl wird im unverformten Anfangsbild ein Bereich mit fester Größe definiert, unabhängig von den auftretenden Verschiebungen und Dehnungen. Dieser liegt symmetrisch

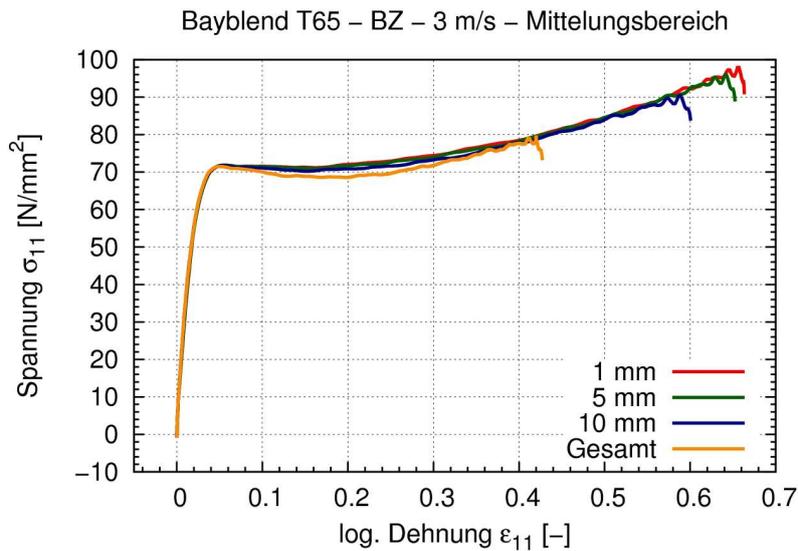


Abb. 5.14: Auswirkung des Mittelungsbereichs auf das Spannungs-Dehnungs-Diagramm

um den Mittelpunkt. Diese Methode ist bei Versuchen mit gleichem Dehnungsverhalten und gleicher Probekörpergeometrie einzusetzen. Auch bei der Nutzung der Ergebnisse in einer Finite-Elemente-Simulation ist diese Methode zu verwenden, da der Bereich an die Elementgröße angepasst werden kann.

Die Auswirkung der Größe des Bereichs auf die sich ergebende Spannungs-Dehnungs-Kurve ist in Abb. 5.14 gezeigt. Mit zunehmendem Mittelungsbereich nimmt die Bruchdehnung scheinbar ab. Dies resultiert aus den lokalen Unterschieden in der Probendeformation im Zuge der Einschnürung. Je größer der gewählte Bereich, desto größer das gemittelte Dehnungsspektrum.

### 5.2.2 Extremwertmethode

Die Extremwertmethode wurde im Zuge dieser Arbeit entwickelt, um unterschiedliche Probengeometrien miteinander vergleichen zu können. Bei stark unterschiedlichen Größen des parallelen Bereichs und großen Deformationen des Materials stellt sich auch eine unterschiedliche Ausdehnung der Probeneinschnürung ein. Um diese vergleichen zu können, wird ein Kriterium benötigt, das den Mittelungsbereich unter Berücksichtigung dieser Unterschiede definiert.

Bei der Extremwertmethode wird zuerst der maximale bzw. minimale Wert von Längs- oder Querdehnung zu einem Zeitpunkt mit hoher plastischer Deformation als Vergleichswert bestimmt (100 %). Im Weiteren wird ein prozentualer Grenzwert definiert (z. B. 95 %) und der absolute Grenzwert berechnet (95 % des Vergleichswertes). Ausgehend vom Mittelpunkt wird der Auswahlbereich um alle Facetten gezogen, die einen Längs- oder Querdehnungswert von mindestens dem Grenzwert haben. Der gewählte Bereich ist nicht zwangsläufig symmetrisch zu den Mittelpunktsachsen. Diese Vorgehensweise bietet sich an, um verschiedene Probengeometrien oder verschiedene Materialien zu vergleichen. Es darf bei dieser Methode allerdings nur ein Dehnungsmaximum in der Probe auftreten.

### 5.2.3 Flächenmethode

Die Flächenmethode ist ähnlich der Extremwertmethode. Im Gegensatz zu dieser wird nicht der Extremwert der Dehnungen betrachtet, sondern die Fläche unter dem Dehnungsverlauf über der Probenlänge als Referenz verwendet. Wiederum ausgehend vom Mittelpunkt umfasst der Auswahlbereich alle Facetten, unter denen z. B. 50 % der Fläche liegen.

Im Vergleich zur Extremwertmethode ist sie einzusetzen, wenn eine sehr homogene Dehnung über dem gesamten Probenbereich auftritt. Besonders, wenn die Deformation bis in den Radiesbereich z. B. der Zuggeometrie reicht, würde dieser von der Extremwertmethode aufgrund der großen Deformation in der Mittelung berücksichtigt werden. Auf den Wert der gemittelten Längsdehnung hat dies keinen Einfluss. Die Unterschiede treten in den gemittelten Querdehnungen auf, da im Radiesbereich eine Querdehnungsbehinderung vorliegen kann und dadurch bei Berücksichtigung der Radiesbereiche der gemittelte Querdehnungswert geringer ist.

## 6 Versuchsergebnisse

Mit den zuvor vorgestellten Versuchsmethoden wurde im Zuge dieser Arbeit ein Material charakterisiert. Dies war ein unverstärktes Polymerblend, Bayblend T65, der Firma Bayer Material Science. Dabei handelt es sich um ein Blend aus Polycarbonat (PC) und Acrylnitril-Butadien-Styrol (ABS). Anwendung findet dieses z. B. in der Innenraumverkleidung und als Stoßfänger im Automobilbau. Diese beiden Einsatzgebiete sind für die Fahrzeugsicherheit von hohem Interesse.

Für die Aufstellung eines mathematischen Beschreibungsansatzes wurden an diesem Material die folgenden Versuche durchgeführt:

- Zugversuche:  $v_0 =$  quasistatisch,  $1,6 \cdot 10^{-3}$  m/s,  $1,2 \cdot 10^{-2}$  m/s,  $1,2 \cdot 10^{-1}$  m/s, 1 m/s, 3 m/s, 6 m/s
- Schubversuche:  $v_0 =$  quasistatisch,  $1 \cdot 10^{-1}$  m/s,  $5 \cdot 10^{-1}$  m/s, 1 m/s, 3 m/s

Bevor die Ergebnisdiagramme der durchgeführten Versuche vorgestellt werden, wird näher auf die mechanischen Kenngrößen eingegangen, die vom Materialhersteller zur Verfügung gestellt werden.

### 6.1 Vergleich von gemessenen Kenngrößen mit Werten des Herstellers

Für das untersuchte Material bietet der Hersteller mechanische Kenngrößen an. Dies sind

- der Elastizitätsmodul,
- die Streckspannung,
- die Streckdehnung,
- die Bruchspannung und
- die Bruchdehnung.

Aus dem quasistatischen Zugversuch lassen sich diese skalaren Werte ebenfalls ermitteln. Da die Kennwerte aus der Datenbank nach der Norm DIN-ISO 527-1 und 2 bestimmt wurden, müssen die der Norm zugrundeliegenden Berechnungsmethoden für die Bestimmung der Kennwerte aus den gemessenen Daten verwendet werden. Dies bedeutet, dass die Spannungswerte technische Werte nach 3.8 sind und bei der Dehnung die technische Dehnung nach 3.1 angesetzt wird. Als Mittelungsbereich in der Grauwertkorrelation wurde für die Bestimmung des Elastizitätsmoduls und der Kennwerte an der Streckgrenze ein Auswertebereich von 10 mm im parallelen Probenbereich verwendet. Dies entspricht der Auswertung über Messtaster. Für die Bruchbestimmung wurden die Daten aus der Grauwertkorrelation über den gesamten Probenbereich gemittelt. Dies entspricht der Dehnungsbestimmung über

Tabelle 6.1: Mechanische Kenngrößen für Bayblend T65

Kenngröße	Datenbank	Gemessen (tech.)	Gemessen (wahr)
Elastizitätsmodul [N/mm <sup>2</sup> ]	2200	2242	2242
Streckspannung [N/mm <sup>2</sup> ]	52	51	52
Streckdehnung [-]	0,042	0,042	0,042
Bruchspannung [N/mm <sup>2</sup> ]	45	54 (43)	108
Bruchdehnung [-]	> 0,5	1,18 (0,5)	0,83

dem Traversenweg. Die Kenngrößen aus beiden Quellen sind in Tabelle 6.1 aufgelistet. Zum Vergleich sind ebenfalls die wahren Kennwerte, unter Verwendung von wahrer Spannung nach (3.16) und logarithmischer Dehnung nach (3.3), dargestellt.

Aus dem Vergleich der beiden Datenquellen sind im elastischen und plastischen Bereich keine Unterschiede erkennbar. Allerdings wird die Bruchdehnung nur mit „größer 0,5“ angegeben. Die Spannung aus dem Versuch an diesem Dehnungspunkt entspricht auch der in der Datenbank angegebenen Spannung. Die tatsächliche Spannung beim Bruch liegt dagegen höher. Im Vergleich zu den tatsächlichen Werten ist der Unterschied in den Bruchkennwerten gravierend. Hier ist der Einfluss der Dehnungskalisierung und die Reduktion des Querschnitts erkennbar.

Im Folgenden werden die Ergebniskurven für die durchgeführten Zug- und Schubversuche gezeigt.

## 6.2 Ergebnisse aus Zugversuchen - Bayblend T65

Die Zugversuche wurden mit der in Abb. 4.1 dargestellten Kombinationsprobe durchgeführt. Für die Auswahl des Mittelungsbereichs wurde die in Kapitel 5.2 eingeführte Extremwertmethode mit einem Auswahlwert von 95 % verwendet. Eine Filterung des Kraftsignals erfolgte bei den Geschwindigkeiten 1, 3 und 6 m/s. Die wahre Spannung wurde mit Annahme eines transversal-isotropen Verhaltens nach 3.15 berechnet. Für jede Geschwindigkeit wurden drei Wiederholungen durchgeführt und eine Mittelwertkurve mit Bezug auf die Längsdehnung berechnet.

Im Spannungs-Dehnungs-Diagramm in Abb. 6.1 ist deutlich ein Anstieg der Streckspannung mit steigender Geschwindigkeit erkennbar. Ein direkter Zusammenhang zwischen Dehnrates und Spannung ist in dem Kurvenverlauf bei  $v_0 = 1$  m/s erkennbar. Die in Abb. 6.3 erkennbaren Schwankungen um Dehnratesverlauf sind auch im Spannungsverlauf in Abb. 6.1 vorhanden.

Mit Blick auf das Querkontraktionsverhalten zeigt sich, dass die Geschwindigkeit bzw. die Dehnrates keinen systematischen Einfluss auf den Verlauf der Querkontraktion haben.

## 6.3 Ergebnisse aus Schubversuchen - Bayblend T65

Für die Schubversuche wurde die in Abb. 4.13 gezeigte Z-Probe mit einer Schublänge  $Z = 8$  mm und einer nicht reduzierten Dicke von  $D = 2$  mm verwendet. Der Mittelungsbereich wurde mit einer Höhe von 8 mm und einer Breite von 2 mm symmetrisch zur Probenmitte festgelegt. Die Filterung erfolgte

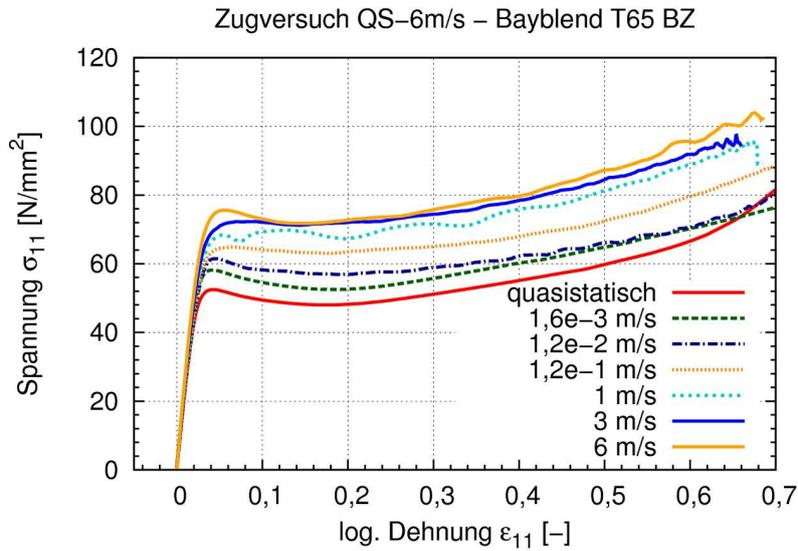


Abb. 6.1: Spannungsverlauf bei unterschiedlichen Geschwindigkeiten, Bayblend T65, BZ-Geometrie

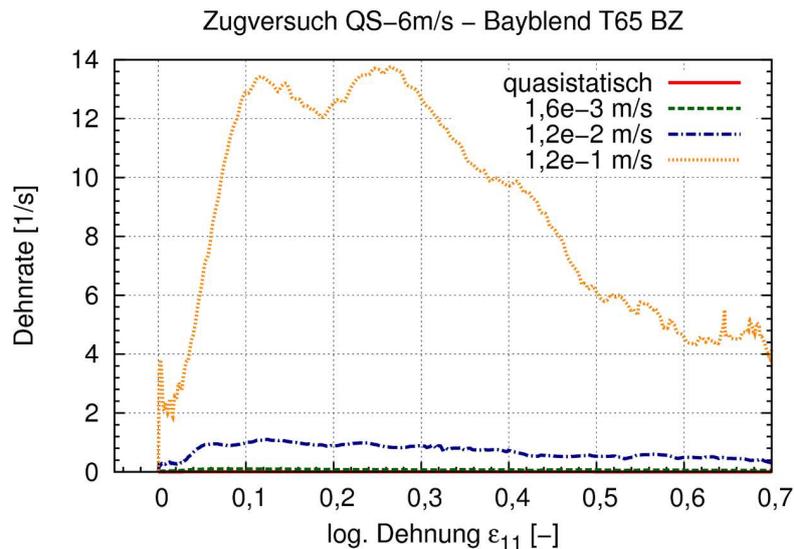


Abb. 6.2: Dehnratenverlauf bei unterschiedlichen Geschwindigkeiten, Bayblend T65, BZ-Geometrie

analog zu den Zugversuchen. Ebenso wurden wie im Zugversuch drei Wiederholungen durchgeführt und die Mittelwertkurve mit Bezug zur Schiebung berechnet.

Wie auch im Zugversuch ist im Schubspannungs-Schiebungs-Diagramm in Abb. 6.6 ein Anstieg im Spannungsniveau mit zunehmender Geschwindigkeit zu sehen. Schwankungen im Spannungsverlauf können wieder auf die nicht konstanten Schiebungsraten zurückgeführt werden, die in Abb. 6.7 und Abb. 6.8 gezeigt sind.

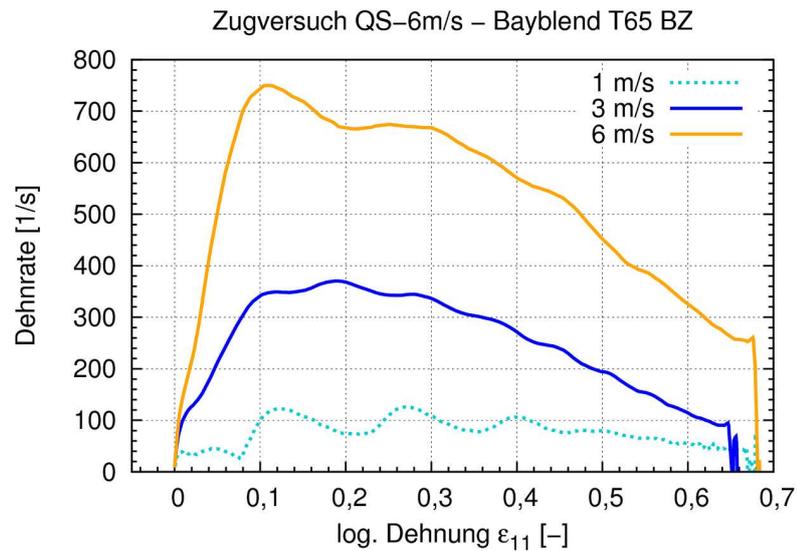


Abb. 6.3: Dehnratenverlauf bei unterschiedlichen Geschwindigkeiten, Bayblend T65, BZ-Geometrie

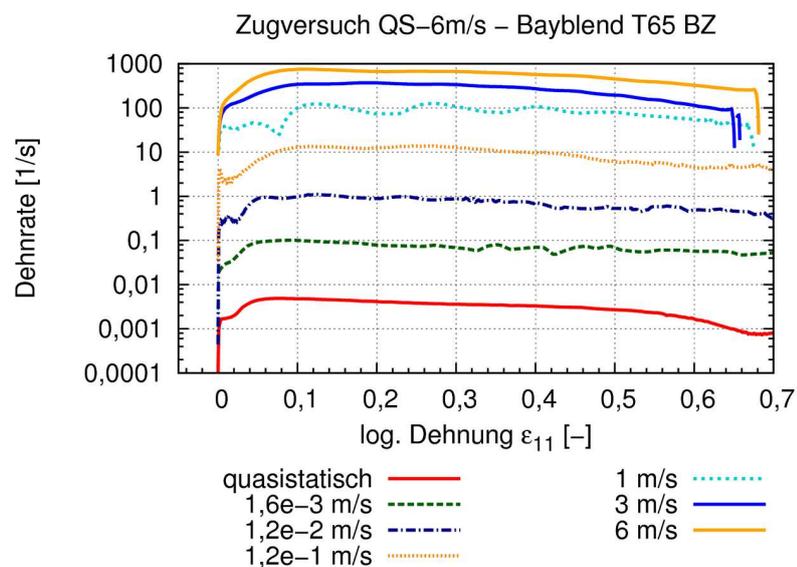


Abb. 6.4: Dehnratenverlauf bei unterschiedlichen Geschwindigkeiten, logarithmische Auftragung, Bayblend T65, BZ-Geometrie

Aus den nicht homogenen Dehnraten und den entsprechenden Schwankungen im Spannungsverlauf ergibt sich die Forderung nach einem Beschreibungsansatz, mit dem eine Berechnung von dehnraten- bzw. schiebungsratenkonstanten Spannungskurven möglich ist. Hierzu werden im Folgenden mehrere Modelle diskutiert. Ausgehend von den konstanten Kurven wird auch eine Beschreibung für die Deformationsabhängigkeit (Dehnung bzw. Schiebung) aufgestellt. Das gesamte mathematische Modell

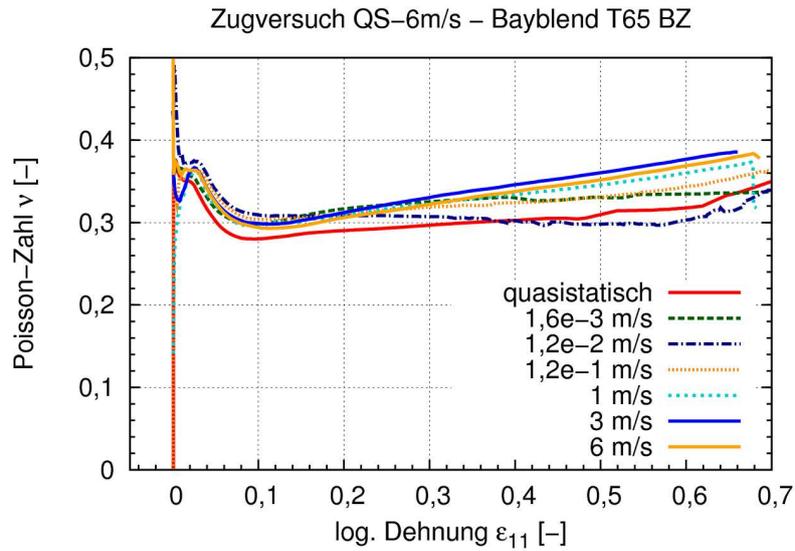


Abb. 6.5: Querkontraktionsverlauf bei unterschiedlichen Geschwindigkeiten, Bayblend T65, BZ-Geometrie

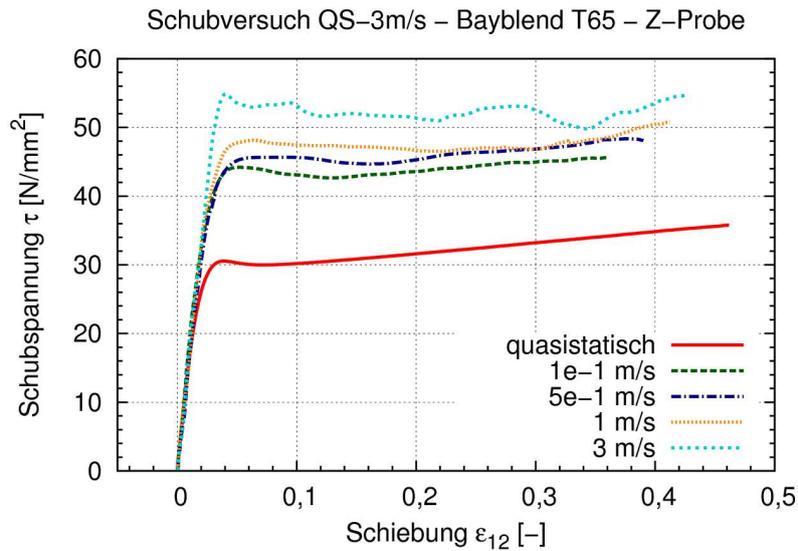


Abb. 6.6: Schubspannungsverlauf bei unterschiedlichen Geschwindigkeiten, Bayblend T65, Z-Geometrie

mit Deformationsraten- und Deformationsabhängigkeit kann dann in der FE-Simulation zur Beschreibung des Materialverhaltens eingesetzt werden.

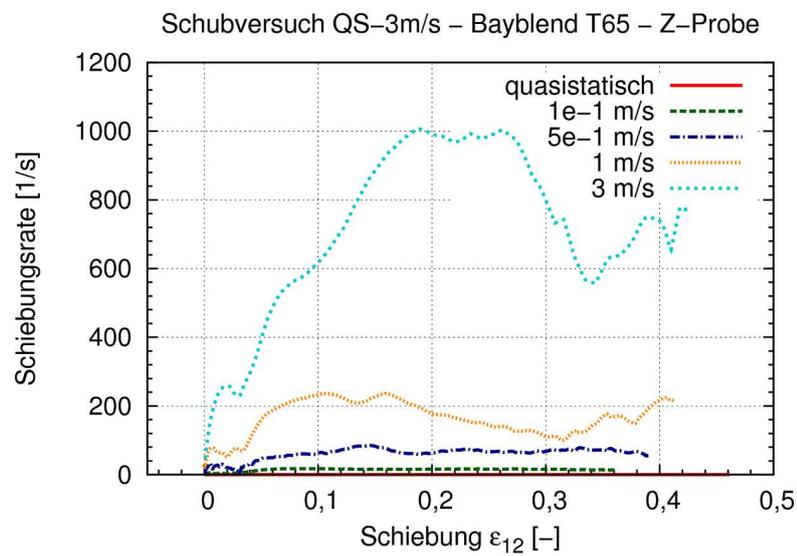


Abb. 6.7: Schiebungsratenverlauf bei unterschiedlichen Geschwindigkeiten, Bayblend T65, Z-Geometrie

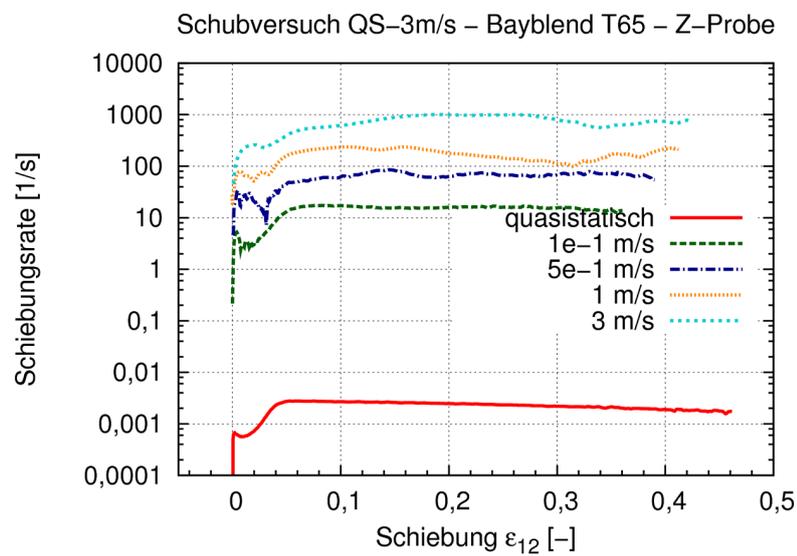


Abb. 6.8: Schiebungsratenverlauf bei unterschiedlichen Geschwindigkeiten, logarithmische Auftragung, Bayblend T65, Z-Geometrie

## 7 Beschreibung des Materialverhaltens unter Zug- und Schubbelastung

Die in den Versuchen bestimmten Ergebnisse stellen immer nur einen kleinen Ausschnitt aus dem Materialverhalten dar. Aufgrund der eingeschränkten Versuchsanzahl können nicht alle benötigten Variationen der Einflussgrößen durchgeführt werden. Daher muss über geeignete Modelle das Verhalten in Abhängigkeit der verschiedenen Einflüsse berechnet werden. Dies geschieht mittels geeigneter mathematischer Ansätze, in denen die inneren und äußeren Einflussgrößen als Funktionsvariablen einfließen. Mit steigender Abbildungsgenauigkeit oder größerer Anzahl der berücksichtigten Einflussgrößen, nimmt auch die Komplexität des Modells und die zur Bestimmung der Parameter benötigten Versuche zu.

Ziel einer optimalen Materialbeschreibung ist es daher, signifikante von weniger signifikanten Einflussgrößen zu unterscheiden. Das Verhalten soll bestmöglich, mit einfachen, aussagekräftigen Versuchen beschrieben werden können. Dabei sind die Versuche sowohl nach ihrer Ergebnisgüte, als auch in Bezug auf ihren Einfluss auf die Modellgenauigkeit zu bewerten. Für eine Reduktion der Modellkomplexität sind die einzelnen Einflussgrößen sinnvoll zu trennen und separat zu betrachten.

Im Hinblick auf die der Beschreibung des mechanischen Verhaltens zugrunde liegenden Versuche bietet sich zunächst eine getrennte Betrachtung der verschiedenen Spannungszustände an. Bezogen auf die in Kapitel 3 durchgeführten einachsigen Versuche – Zug, Druck und Schub – werden weitere Einflussgrößen für jeden Spannungszustand untersucht. Die Erweiterung auf mehrdimensionale Spannungszustände kann z. B. mittels Potenzialansätzen erfolgen. Vorschläge und Ansätze hierzu finden sich in [2, 51–53].

Die weitere Auswahl der wesentlichen Einflussfaktoren erfolgt mit Blick auf die spätere Anwendung des Modells. So sind bei hochdynamischen Deformationsvorgängen mit hohen Dehnraten

- der Dehnungszustand,
- die Belastungsgeschwindigkeit bzw. die Dehnrates und
- die Temperatur

massgebliche äußere Faktoren, die einen direkten Einfluss auf die sich einstellende (Fließ-)Spannung im Material haben. Innere Einflussfaktoren wie Molekülorientierungen [47] oder Einflüsse aus der Herstellungshistorie sollen hier nicht weiter betrachtet werden, da diese mit den beschriebenen Versuchen nur unzureichend erfasst werden können.

Zusammenfassend ist ein Beschreibungsansatz aufzustellen, der die Spannung im Material in Abhängigkeit der Einflussgrößen beschreiben kann:

$$\sigma = f(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T). \quad (7.1)$$

Bei der Betrachtung des Temperatureinflusses ergeben sich Schwierigkeiten in der Versuchsumsetzung. Bedingt durch die hohen Umformgeschwindigkeiten kommt es zu einer Erwärmung des Materials während des Versuchs. Diese Temperaturerhöhung führt zu einer Erweichung des Materials und zu einem Herabsetzen der Spannung. Dies wirkt der aus der Literatur bekannten Dehnratenverfestigung [60] entgegen. Für die Erfassung dieses Temperaturanstiegs ergibt sich das Problem, dass bei Versuchen mit hohen Umformgeschwindigkeiten die Temperatur nicht mit ausreichender Genauigkeit erfasst werden kann. Als Lösung bietet sich hier eine Nichtbetrachtung der Temperaturabhängigkeit in der Modellbeschreibung an. Werden dazu die Temperatureinflüsse nicht explizit im Modell berücksichtigt und wird der Versuch zur Kennwertbestimmung als isotherm betrachtet, sind die Temperatureffekte implizit in der Materialbeschreibung über die Überlagerung von Temperaturerweichung und Dehnungsverfestigung enthalten. Die spätere Simulation eines Bauteils mit diesem Modell muss dann ebenfalls mit diesen Randbedingungen berechnet werden.

Im Folgenden werden verschiedene Modellansätze vorgestellt und hinsichtlich ihrer Anwendbarkeit auf die einzelnen Spannungszustände diskutiert und erweitert. Dabei liegt der Schwerpunkt auf der Abhängigkeit von Dehnungszustand und Dehnrate. Aus oben genannten Gründen werden Temperatureinflüsse nicht explizit berücksichtigt.

### 7.1 Existierende Ansätze

In der Vergangenheit wurden zahlreiche Ansätze entwickelt, mit denen der einachsige Spannungszustand in Abhängigkeit verschiedener Faktoren beschrieben werden kann. Diese Modelle können

- multiplikativ,
- additiv oder
- differenziell

aufgebaut sein [54]. Die Grundlage der Formulierung kann dabei entweder ein phenomenologisches oder ein physikalisch begründetes Modell sein. Die existierenden Formulierungen wurden teilweise speziell für Kunststoffe entwickelt, aber auch aus der Berechnung anderer Materialklassen übernommen. Drei Ansätze – von *Cowper-Symonds*, *G'Sell-Jonas* und *Johnson-Cook* – werden hinsichtlich ihrer Eignung zur Beschreibung des Spannungsverhaltens von unverstärkten Kunststoffen diskutiert. Bei diesen Ansätzen handelt es sich um empirische Ansätze. Molekular begründete Ansätze, basierend auf z. B. Betrachtungen der Morphologie, werden im Zuge dieser Arbeit nicht berücksichtigt. Hierzu seien beispielhaft die Ansätze von *Bauwens-Crowet* [6, 7] und *Boyce-Arruda* [11] genannt.

Zu jedem der im Folgenden diskutierten Ansätze existieren Erweiterungen und Ergänzungen, die besondere Aspekte bestimmter Materialien und Materialmodifikationen berücksichtigen [44, 69, 74, 82,

86]. Als Basis dieser Arbeit dient jeweils die ursprüngliche Beschreibung. Die Benennung der Parameter wurde hinsichtlich ihrer Bedeutung vereinheitlicht. Für die Bewertung der Ansätze ist nicht nur die Abbildungsgenauigkeit des realen Verhaltens von Interesse, sondern auch die Abbildungsqualität bei nur wenigen Referenzversuchen und die Komplexität bei der Parameterbestimmung.

### 7.1.1 Ansatz von Cowper-Symonds

Das Modell von *Cowper-Symonds* ((7.2)) von 1957 [17] erweitert den Potenzansatz für die Beschreibung der plastischen Dehnungsverfestigung ( $f(\varepsilon_{pl})$ ) von *Ludwik* [57] um einen Term für die Beschreibung der Dehnratenabhängigkeit ( $f(\dot{\varepsilon})$ ). Dabei handelt es sich wiederum um einen Potenzansatz, in den die normierte Dehnraten einfließt:

$$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}) = \underbrace{\left[ A_0 + B_0 \varepsilon_{pl}^{n_0} \right]}_{f(\varepsilon_{pl})} \cdot \underbrace{\left[ 1 + \left( \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^{\frac{1}{p}} \right]}_{f(\dot{\varepsilon})} \quad (7.2)$$

Die Parameter  $A_0$ ,  $B_0$ ,  $n_0$  und  $p$  sind Materialparameter, die aus den Versuchen bestimmt werden müssen. Umgesetzt ist dieser Ansatz u. a. im FE-Code Ls-Dyna im Mat24 und Mat103 [56]. Bei einer Normierung der Dehnraten auf den quasistatischen Versuch mit  $\dot{\varepsilon}_0 = \dot{\varepsilon}_{qs}$  bildet der *Ludwik*-Term das quasistatische Spannungs-Dehnungsverhalten ab. Zum besseren Vergleich mit den beiden anderen Modellen wird der Faktor 0,5 eingefügt. Für den Bezug auf die Gesamtdehnung  $\varepsilon$  wird die Streckdehnung  $\varepsilon_{st}$  des Materials mit berücksichtigt:

$$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}) = \underbrace{\left[ A + B (\varepsilon - \varepsilon_{st})^n \right]}_{f(\varepsilon)} \cdot \underbrace{0,5 \cdot \left[ 1 + \left( \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^{\frac{1}{p}} \right]}_{f(\dot{\varepsilon})} \quad (7.3)$$

### 7.1.2 Ansatz von G'Sell-Jonas

Unter den hier betrachteten Ansätzen ist der von *G'Sell-Jonas* 1979 aufgestellte [31, 32, 34] und 1983 erweiterte der einzige, der auch das elastische Verhalten ( $f(\varepsilon_{el})$ ) abbilden kann. Zwar werden in der klassischen Materialbeschreibung innerhalb der FE-Simulation elastischer und plastischer Deformationsbereich durch getrennte Ansätze beschrieben, jedoch stellt sich bei Thermoplasten mit stark nichtlinearem elastischem Verhalten immer die Frage, wo die Plastifizierung beginnt. Der gesamte Ansatz

$$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}) = K \cdot \underbrace{\left[ 1 - \exp\left(-\frac{\varepsilon}{\varepsilon_v}\right) \right]}_{f(\varepsilon_{el})} \cdot \underbrace{\exp(h\varepsilon^2)}_{f(\varepsilon_{pl})} \cdot \underbrace{\dot{\varepsilon}^m}_{f(\dot{\varepsilon})} \quad (7.4)$$

ist aus den drei Termen für die verschiedenen Abhängigkeiten bzw. Bereiche der Spannungs-Dehnungs-kurve aufgebaut. Die Materialparameter  $K$ ,  $\varepsilon_v$ ,  $h$  und  $m$  sind aus den durchgeführten Versuchen zu bestimmen. Die Beschreibung enthält zwei exponentielle Terme für die Dehnungsverfestigung ( $f(\varepsilon_{el})$  und  $f(\varepsilon_{pl})$ ) und einen Potenzansatz für die Dehnratenabhängigkeit ( $f(\dot{\varepsilon})$ ). Für die Vergleichbarkeit mit den anderen Modellen wird auch hier ein zusätzlicher Parameter  $\dot{\varepsilon}_0$  für die Normierung der Dehn-rate eingefügt:

$$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}) = K \cdot \underbrace{\left[1 - \exp\left(-\frac{\varepsilon}{\varepsilon_v}\right)\right]}_{f(\varepsilon_{el})} \cdot \underbrace{\exp(h\varepsilon^2)}_{f(\varepsilon_{pl})} \cdot \underbrace{\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)^m}_{f(\dot{\varepsilon})} \quad (7.5)$$

Verschiedene Ansätze zur Parameteridentifikation und Parameter für unterschiedliche Kunststoffe sind in [22, 54, 82] aufgeführt.

### 7.1.3 Ansatz von Johnson-Cook

Der Beschreibungsansatz von *Johnson-Cook* ((7.6)) wurde 1985 aufgestellt [43], um die Abhängig-keit der Fließspannung von der plastischen Dehnung und der Dehnrate von Metallen zu beschreiben. Wie im Ansatz von *Cowper-Symonds* ist diese Gleichung auch eine Erweiterung des Ansatzes von *Ludwik* ( $f(\varepsilon_{pl})$ ). Hierbei wird ein Term für die Dehnratenabhängigkeit ( $f(\dot{\varepsilon})$ ) hinzugefügt. Für die Beschreibung der Dehnratenabhängigkeit wird ein logarithmischer Ansatz mit einer normierten Dehn-rate verwendet:

$$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}) = \underbrace{\left[A_0 + B_0 \varepsilon_{pl}^{n_0}\right]}_{f(\varepsilon_{pl})} \cdot \underbrace{\left[1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right]}_{f(\dot{\varepsilon})}. \quad (7.6)$$

Die Materialparameter  $A_0$ ,  $B_0$ ,  $n_0$  und  $C$  sind aus den Versuchen zu bestimmen. Wird die Dehnrate auf den quasistatischen Versuch normiert, kann der *Ludwik*-Term aus dem quasistatischen Spannungs-Dehnungsverhalten bestimmt werden. In der Beschreibung wird nur der plastische Deformationsbe-reich erfasst. Zur Anpassung an den gesamten Deformationsbereich wird, wie im Modell von *Cowper-Symonds*, die Streckdehnung verwendet:

$$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}) = \underbrace{\left[A + B(\varepsilon - \varepsilon_{st})^n\right]}_{f(\varepsilon)} \cdot \underbrace{\left[1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right]}_{f(\dot{\varepsilon})} \quad (7.7)$$

Anwendung findet dieser Ansatz z. B. in den Materialimplementierungen Mat15 in dem FE-Code Ls-Dyna [56] oder *Johnson-Cook Plasticity* in dem FE-Code Abaqus [39].

### 7.1.4 Zusammenfassung

Für die Auswahl eines geeigneten Ansatzes müssen die oben vorgestellten Modelle näher untersucht werden. Dabei steht die Abhängigkeit der (Fließ-)Spannung von Dehnung und Dehnraten im Vordergrund. Der multiplikative Aufbau aller Modelle erlaubt dabei eine getrennte Betrachtung von dehnungs- und dehnratenabhängigen Einflüssen mit

$$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}) = f(\varepsilon) \cdot f(\dot{\varepsilon}). \quad (7.8)$$

Es wird definiert, dass die dehnratenabhängigen Terme der Modelle die Basiskurve  $\sigma(\varepsilon)$  skalieren. Diese Kurve wird mit den dehnungsabhängigen Termen beschrieben. Hieraus lässt sich (7.8) schreiben als

$$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}) = \sigma(\varepsilon) \cdot f(\dot{\varepsilon}). \quad (7.9)$$

Die Basiskurve  $\sigma(\varepsilon)$  ergibt sich, wenn die Modelle an der Normierungsdehnraten ausgewertet werden. Diese ist dehnratenkonstant. Der Ablauf der Modellbewertung ist damit versuchsbedingt vorgegeben: Da keine dehnratenkonstanten Versuchskurven vorliegen, an die der dehnungsabhängige Teil angepasst werden kann, müssen zunächst die Ansätze zur Beschreibung des dehnratenabhängigen Verhaltens untersucht werden. Mit dem gefundenen besten Ansatz werden im Anschluss dehnratenkonstante Spannungs-Dehnungs-Kurven ermittelt und die Beschreibung der Basiskurve angepasst.

Die getrennte Betrachtung beider Einflussgrößen bietet sich nicht nur aufgrund des Modellaufbaus an. Vielmehr erlaubt diese Vorgehensweise auch die genauere Analyse der Einzeleffekte, da eine Überlagerung der Effekte und somit die Vermischung der Auswirkungen auf das Spannungsniveau vermieden werden. Durch diese Zerlegung ist es zudem möglich, die beste Beschreibungsfunktion für jeden Einflussfaktor zu ermitteln und so durch eine neue Kombination der Modellterme eine bessere Gesamtbeschreibung zu erzielen. Auf Basis der oben gezeigten drei Ansätze sind so theoretisch neun verschiedene Kombinationen möglich.

## 7.2 Dehnratenabhängigkeit unter Zugbelastung

### 7.2.1 Betrachtung der dehnratenabhängigen Terme

Für die mathematische Beschreibung der Dehnratenabhängigkeit werden aus den Versuchsergebnissen der Zugversuche an Bayblend T65 (Abb. 6.1 bis Abb. 6.4) dehnungskonstante Spannungs-Dehnraten-Punkte bestimmt (Abb. 7.1). Hierbei wird zunächst nur der plastische Deformationsbereich untersucht, da nur dieser von den Modellen von *Johnson-Cook* und *Cowper-Symonds* erfasst wird. Die kleinste ausgewertete Dehnung ( $\varepsilon_{11} = 0,05$ ) entspricht einem Dehnungszustand kurz nach der Streckgrenze. In weiteren Untersuchungen wird auch die Dehnratenabhängigkeit im elastischen Bereich untersucht.

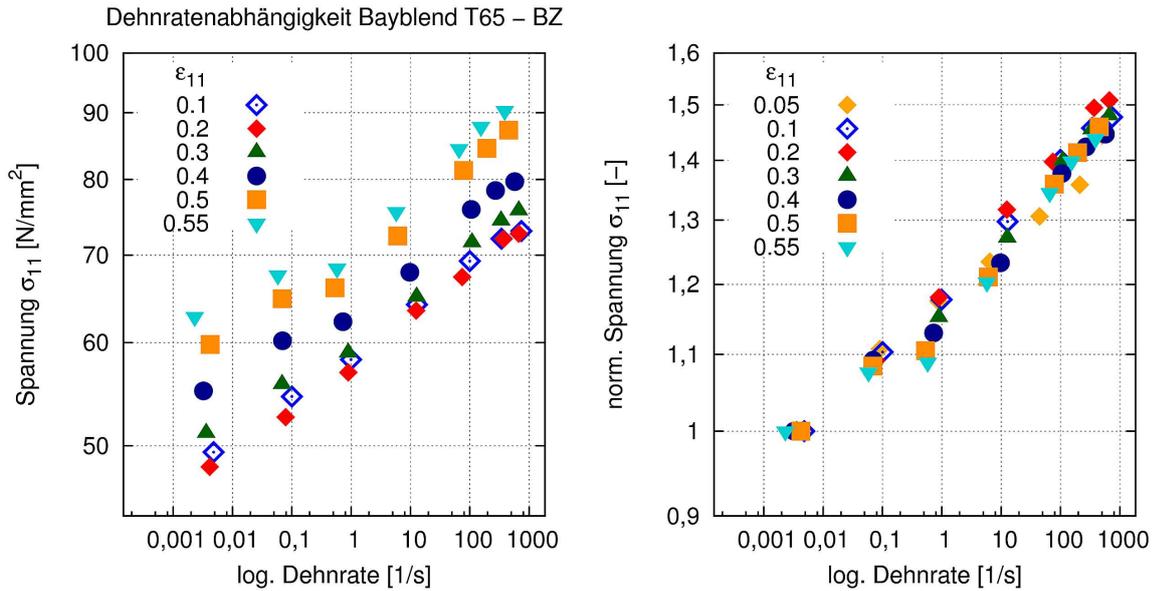


Abb. 7.1: Dehnratenabhängigkeit von Bayblend T65 an definierten Dehnungszuständen

Für eine bessere Veranschaulichung der Dehnratenabhängigkeit des Materials ist ebenfalls das normierte Spannungsverhalten gezeigt. Bezugswert für die Normierung ist der quasistatische Versuch ( $\dot{\varepsilon} \approx 3.7 \cdot 10^{-3} \text{ 1/s}$ ). Ungenauigkeiten in der Normierung aufgrund des nicht konstanten Dehnratenverlaufs des Versuchs sind hier vernachlässigt, da die Abweichungen im Dehnratenverlauf des quasistatischen Versuchs im Vergleich zur maximal auftretenden Dehnrate sehr gering sind.

Aus diesen beiden Darstellungen wird eine Verfestigung des Materials mit steigender Dehnrate sichtbar. Deutlich wird, dass der Dehnungszustand im betrachteten plastischen Bereich keinen Einfluss auf die Dehnratenabhängigkeit hat. Zudem liegt bei doppelt-logarithmischer Auftragung ein nahezu lineares Verhalten vor.

Für die Anpassung der drei Modelle werden diese auf den dehnratenabhängigen Term  $f(\dot{\varepsilon})$  reduziert und die weiteren Terme mit dem konstanten Faktor  $\sigma_0(\varepsilon_n)$  zusammengefasst:

· *Cowper-Symonds*:

$$\sigma(\varepsilon_n, \dot{\varepsilon}) = \sigma_0(\varepsilon_n) \cdot 0,5 \cdot \left[ 1 + \left( \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^{\frac{1}{p}} \right] \quad n = 1,2,3,4,\dots \quad (7.10)$$

· *G'Sell-Jonas*:

$$\sigma(\varepsilon_n, \dot{\varepsilon}) = \sigma_0(\varepsilon_n) \cdot \left( \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^m \quad n = 1,2,3,4,\dots \quad (7.11)$$

· *Johnson-Cook*:

$$\sigma(\varepsilon_n, \dot{\varepsilon}) = \sigma_0(\varepsilon_n) \cdot \left[ 1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right] \quad n = 1,2,3,4,\dots \quad (7.12)$$

Dieser konstante Faktor wird für jede Dehnung  $\varepsilon_n$  bestimmt. Als Normierung für die Dehnraten wird der quasistatische Versuchsbereich mit  $\dot{\varepsilon}_0 = 1 \cdot 10^{-3} \text{ 1/s}$  verwendet. Über die Methode der kleinsten Fehlerquadrate werden die Modelle an die einzelnen Dehnungsstufen angepasst. Aus dieser Berechnung ergibt sich für jeden Dehnungswert ein eigener Parametersatz. Die Bewertung der Anpassungen erfolgt sowohl in Bezug auf die korrekte Wiedergabe des Verlaufs, als auch anhand der Parametervariation zwischen den einzelnen Dehnungsschritten.

### 7.2.2 Anpassung an den plastischen Deformationsbereich

Aus der Betrachtung der dehnratenabhängigen Terme der einzelnen Modelle lässt sich bereits in Vorüberlegungen auf ein geeignetes Modell schließen. Theoretisch ergeben sich bei doppelt-logarithmischer Auftragung

- ein möglicher progressiver oder degressiver Verlauf im Modell nach *Cowper-Symonds*,
- ein linearer Verlauf im Modell nach *G'Sell-Jonas* und
- ein degressiver Verlauf im Modell von *Johnson-Cook*.

Die normierte Darstellung in Abb. 7.1 lässt auf eine Eignung des Terms nach *G'Sell-Jonas* schließen. Die genaue Bewertung ist jedoch nur über die Ergebnisse der Modellanpassung möglich.

Die Ergebnisse der Anpassung der nicht normierten Versuchswerte ist in den Abbildungen 7.2 bis 7.4 dargestellt. Zur Verdeutlichung ist zu jedem Modell ein normierter Spannungsverlauf dargestellt. Als Normierungspunkt wurde die mittlere Dehnraten des quasistatischen Versuchs ( $\dot{\varepsilon} = 3,7 \cdot 10^{-3} \text{ 1/s}$ ) verwendet. Aus den Ergebnissen wird deutlich, dass mit allen drei Beschreibungen eine Interpolation des Verhaltens innerhalb des untersuchten Dehnratenbereichs möglich ist. Deutlich werden auch die oben beschriebenen Verlaufstendenzen. Mit Blick auf eine Extrapolation der Daten zu kleineren und größeren Dehnraten zeigen ebenfalls alle Modelle die gleiche Tendenz. Mit Blick auf den Parameter  $\sigma_0(\varepsilon_n)$  in Abb. 7.8, dessen Verlauf dem Spannungsverlauf bei der Normierungsdehnraten  $\dot{\varepsilon}_0$  entspricht, zeigen alle Modelle den gleichen Verlauf.

Auch bei der Betrachtung der Modellparameter zeigen sich keine Unterschiede in der Beschreibungsqualität. Die freien Parameter ( $p$ ,  $m$  und  $C$ ) in den Modellen zeigen eine nur geringe Schwankung. Im Rahmen der Mess- und Anpassungsgenauigkeit können diese im betrachteten plastischen Deformationsbereich als konstant angenommen werden.

Aus den durchgeführten Modellbetrachtungen zur Dehnratenabhängigkeit ist zu sehen, dass alle Modelle geeignet sind, das Verhalten des untersuchten Materials, Bayblend T65, im Rahmen der Messgenauigkeit wiederzugeben. Die Modelle von *Cowper-Symonds* und *Johnson-Cook* haben den Vorteil, dass mit ihnen auch komplexere Verläufe abgebildet werden können. Da dies bei dem vorliegenden Material nicht notwendig ist, wird im Weiteren der Ansatz von *G'Sell-Jonas* verwendet.

Für die weitere Anwendung des Ansatzes nach *G'Sell-Jonas* wird die Annahme eines konstanten Parameters  $m$  genauer untersucht. Hierfür wurde der plastische Deformationsbereich des quasistatischen Zugversuches sowohl mit konstantem mittlerem Faktor  $m = 0,0331$ , als auch mit den exakten Werten zu dem jeweiligen Deformationszustand nachgerechnet. Die Ergebnisse beider Berechnungen sind in Abb. 7.9 gezeigt.

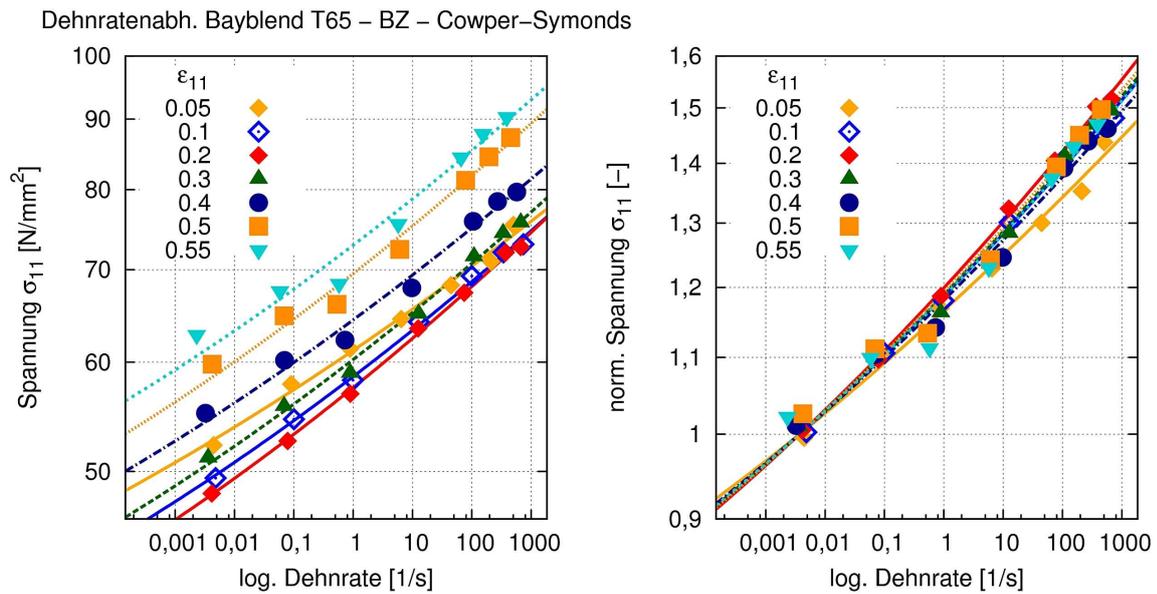


Abb. 7.2: Beschreibung der Dehnratenabhängigkeit von Bayblend T65 mit dem Ansatz von *Cowper-Symonds*

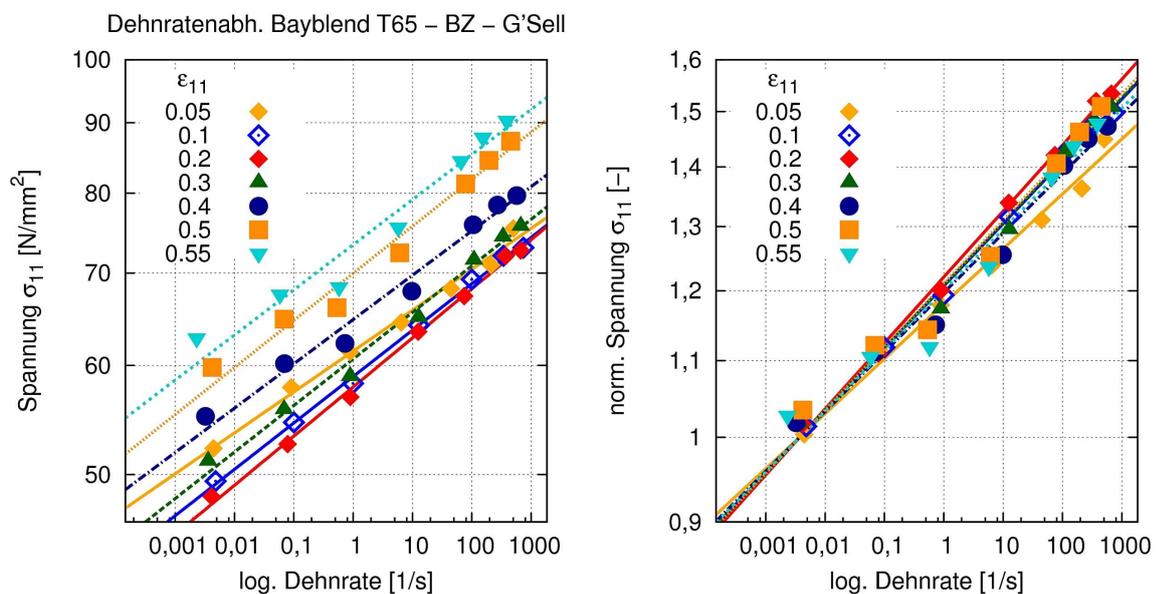


Abb. 7.3: Beschreibung der Dehnratenabhängigkeit von Bayblend T65 mit dem Ansatz von *G'Sell-Jonas*

Die Kurvenverläufe zeigen, dass der Parameter  $m$  im betrachteten plastischen Bereich als konstant angenommen werden kann. Die Unterschiede zwischen beiden Berechnungsansätzen sind minimal und

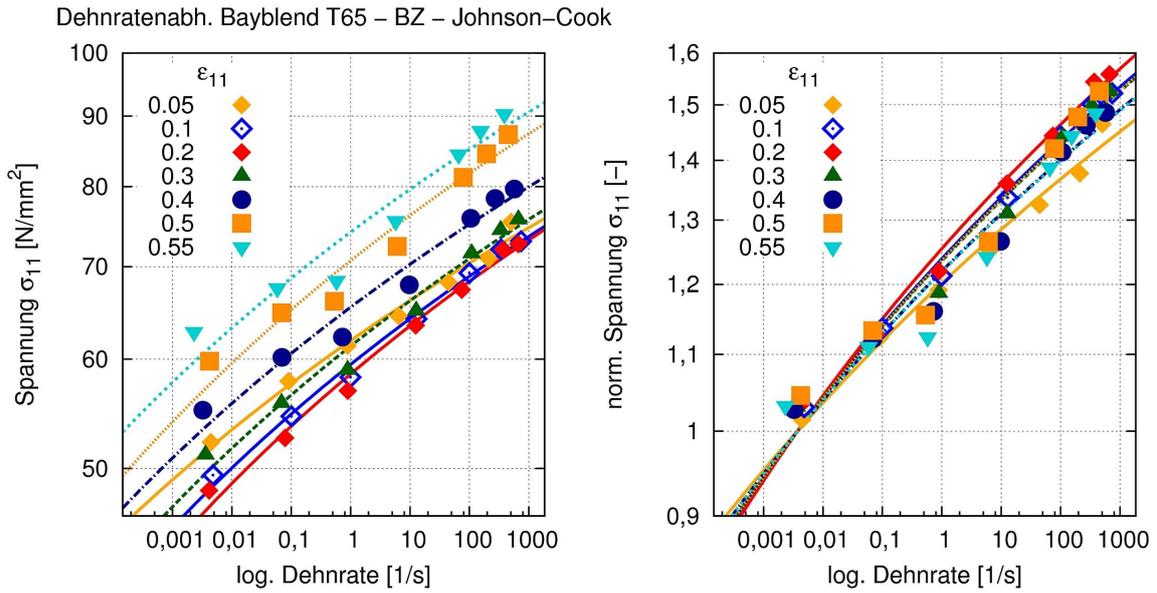


Abb. 7.4: Beschreibung der Dehnratenabhängigkeit von Bayblend T65 mit dem Ansatz von *Johnson-Cook*

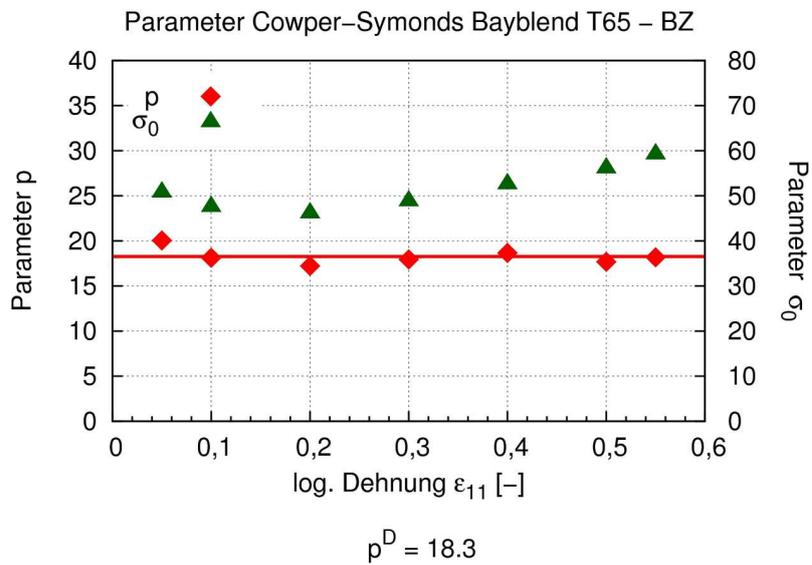


Abb. 7.5: Parameter für das Modell von *Cowper-Symonds* in Abhängigkeit von der Längsdehnung

liegen im Rahmen der Wiederholungsgenauigkeit der Versuche. Die Beschreibung der Dehnratenabhängigkeit des hier nicht betrachteten elastischen Bereichs wird im folgenden Abschnitt untersucht.

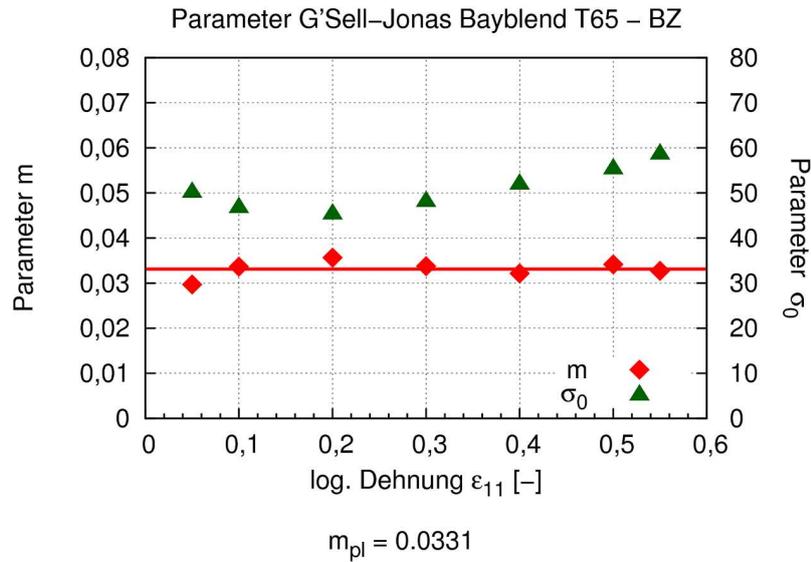


Abb. 7.6: Parameter für das Modell von *G'Sell-Jonas* in Abhängigkeit von der Längsdehnung

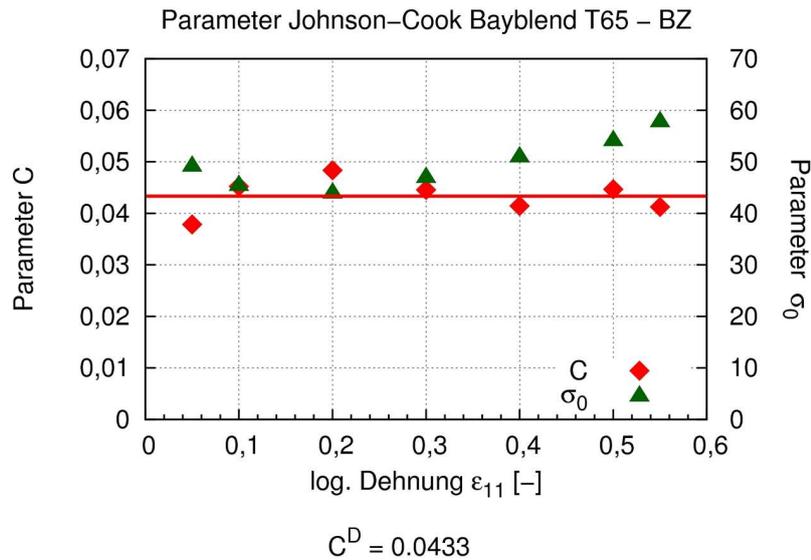
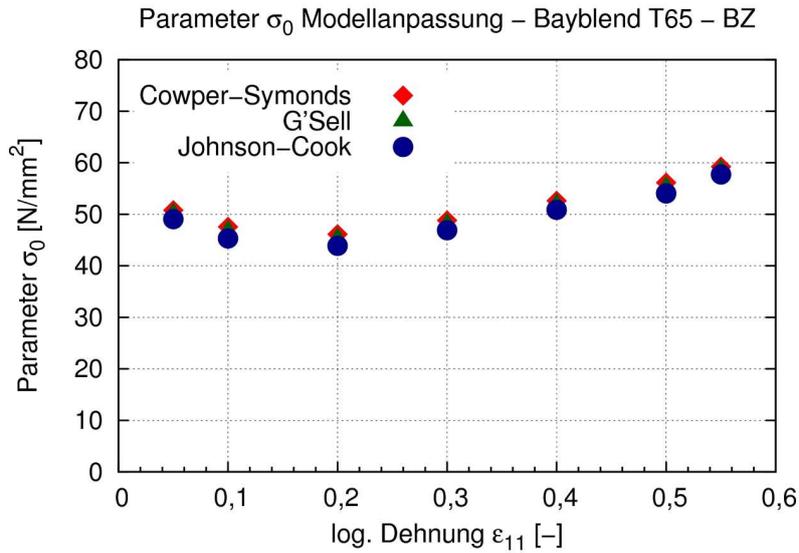
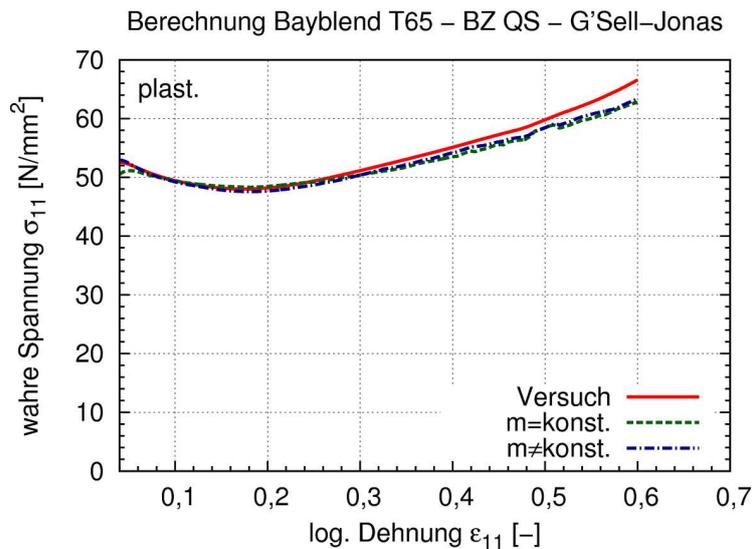


Abb. 7.7: Parameter für das Modell von *Johnson-Cook* in Abhängigkeit von der Längsdehnung

### 7.2.3 Erweiterung auf den elastischen Deformationsbereich

Aus der Parameterstudie in Abb. 7.6 wird deutlich, dass im betrachteten plastischen Deformationsbereich, ab dem eine Dehnungsverfestigung einsetzt, von einem konstanten Faktor ( $m = m_{pl}$ ) für die Dehnratenabhängigkeit ausgegangen werden kann. Aus der Auswertung der Modellanpassung mit dem Modell von *G'Sell-Jonas* im gesamten Deformationsbereich in Abb. 7.10 ist erkennbar, dass im

Abb. 7.8: Angepasste Parameter  $\sigma_0(\epsilon_n)$  in Abhängigkeit von der LängsdehnungAbb. 7.9: Versuchsabbildung im plastischen Deformationsbereich mit Dehnratenabhängigkeit nach G'Sell-Jonas und freiem sowie konstantem Parameter  $m$ 

elastischen Versuchsbereich der konstante Faktor  $m_{pl}$  nicht angesetzt werden kann. Es zeigt sich vielmehr ein starker Anstieg bis zum Niveau des als konstant angenommenen Wertes im plastischen Deformationsbereich. Lässt man diesen Anstieg unberücksichtigt und setzt auch im elastischen Bereich den konstanten Faktor ( $m = m_{pl} = konst.$ ) an, zeigen sich die in Abb. 7.11 dargestellten Ungenauigkeiten in der Nachbildung des quasistatischen Versuchs.

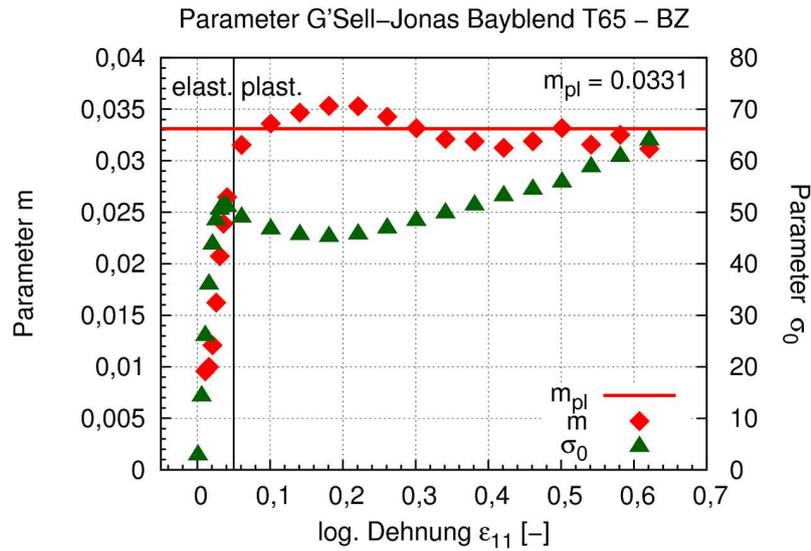


Abb. 7.10: Modellparameter  $m$  über gesamtem Dehnungsbereich

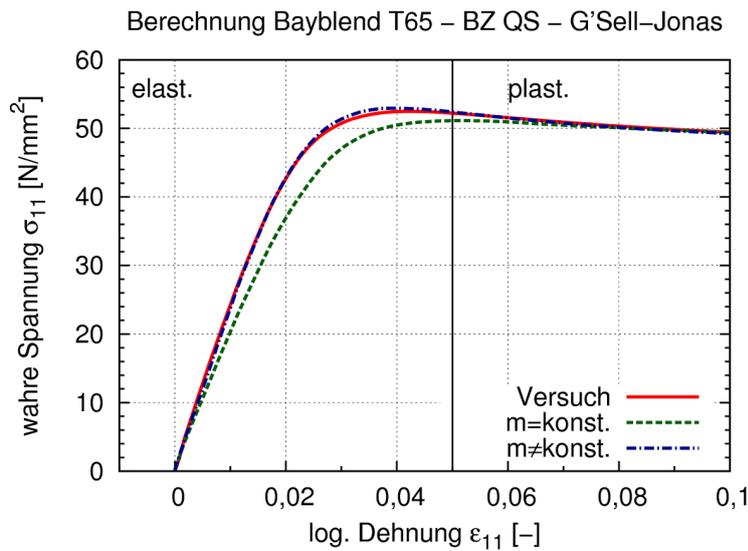
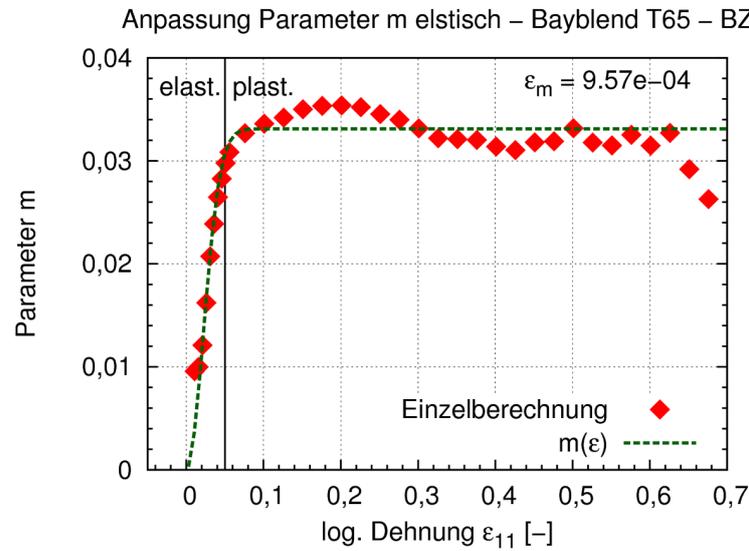


Abb. 7.11: Versuchsabbildung mit Dehnratenabhängigkeit nach *G'Sell-Jonas* und konstantem Parameter  $m_{pl} = 0,0331$

Der berechnete Spannungsverlauf liegt deutlich unter dem Versuchsverlauf. Hieraus resultiert, dass sowohl der Elastizitätsmodul, wie auch die Streckgrenze falsch wiedergegeben werden. Unter Berücksichtigung der tatsächlichen Dehnungsabhängigkeit des Parameters ( $m \neq konst.$ ) ergibt sich der ebenfalls in Abb. 7.11 aufgetragene Kurvenverlauf. Dieser liefert eine genauere Abbildung des Versuchs. Elastizitätsmodul und Streckgrenze werden gut wiedergegeben.

Abb. 7.12: Mathematische Beschreibung des Parameters  $m$ 

Für die weitere Betrachtung stellt sich die Forderung, dass der Parameter  $m$  zumindest im elastischen Bereich nicht als konstant angenommen werden darf. Der Term für die Beschreibung der Dehnratenabhängigkeit wird um die Dehnungsabhängigkeit des Parameters  $m$  erweitert:

$$m(\varepsilon) = m_{pl} \cdot \left[ 1 - \exp\left(-\frac{\varepsilon^2}{\varepsilon_m}\right) \right]. \quad (7.13)$$

Dabei ist der Faktor  $m_{pl}$  der konstante Wert im plastischen Bereich. Für das dehnratenabhängige Verhalten von Bayblend T65 ergibt sich der in Abb. 7.12 gezeigte Verlauf für den Parameter  $m$ .

Mit dieser mathematischen Beschreibung für den Parameters  $m$  lässt sich der Spannungs-Dehnungs-Verlauf, wie in Abb. 7.13 dargestellt, im elastischen Deformationsbereich sehr gut abbilden. Eine stetig differenzierbare mathematische Beschreibung ist möglich. Allerdings wird durch die Erweiterung die Trennung zwischen dehnratenabhängigen und dehnungsabhängigen Termen in der Gesamtbeschreibung aufgegeben.

#### 7.2.4 Einfluss der Datengrundlage

Für die Bestimmung der Dehnratenabhängigkeit mittels eines mathematischen Ansatzes stellt sich die Frage, wie viele unterschiedliche Versuchsgeschwindigkeiten bzw. Dehnratenbereiche dem Modell zugrunde liegen müssen, um eine bestmögliche Beschreibung zu erhalten. In der oben durchgeführten Modellanpassung bestand die Versuchsbasis aus sechs unterschiedlichen Geschwindigkeiten. Es stellt sich die Frage, ob diese Versuchs alle notwendig sind, oder eine geringere Versuchsanzahl ausreichend ist.

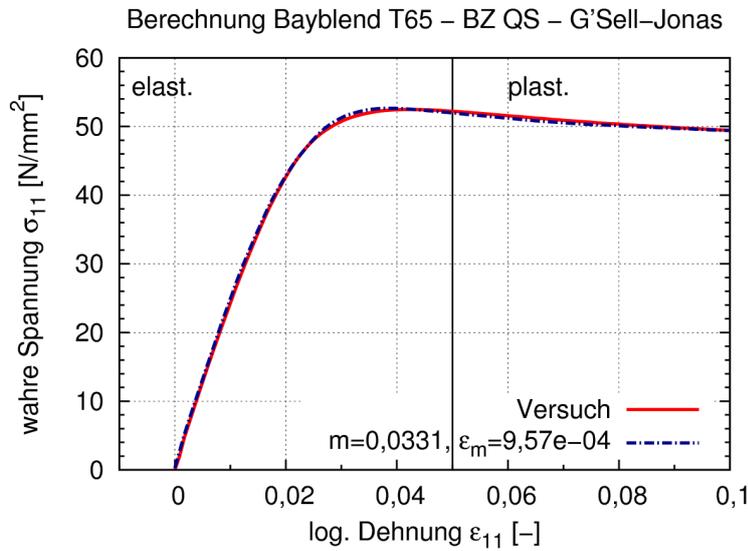


Abb. 7.13: Versuchsabbildung nach *G'Sell-Jonas* mit Erweiterung im elastischen Deformationsbereich

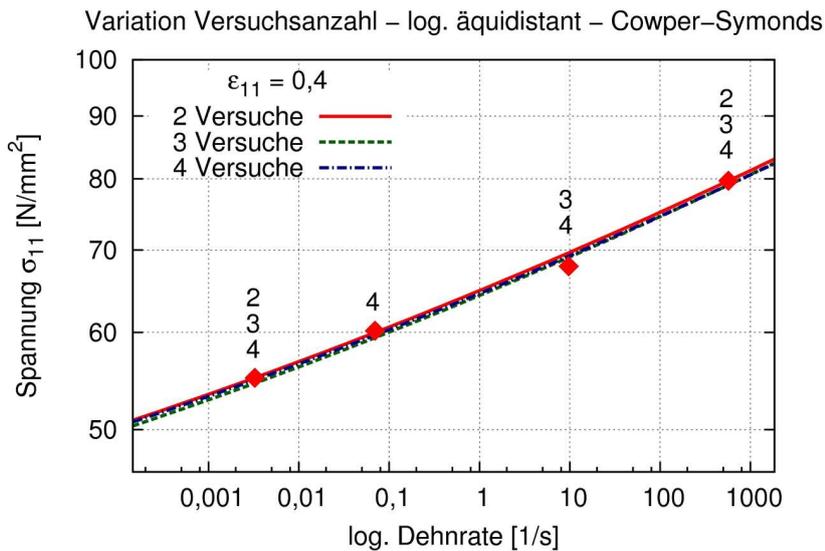


Abb. 7.14: Dehnratenabhängigkeit nach *Cowper-Symonds* mit Variation der Versuchsanzahl

Die untersuchten Modelle für die Beschreibung der Dehnratenabhängigkeit haben jeweils zwei freie Parameter. Somit ergibt sich eine minimale Anzahl von zwei Versuchen, die für eine Modellanpassung benötigt wird. In den Abbildungen 7.14 bis 7.16 sind die Modellansätze auf Basis von zwei, drei und vier Geschwindigkeiten zum Dehnungszustand  $\epsilon_{11} = 0,4$  dargestellt. Die verwendeten Versuchsgeschwindigkeiten wurden so gewählt, dass die Dehnraten am Messpunkt annähernd äquidistant bei logarithmischer Auftragung verteilt sind.

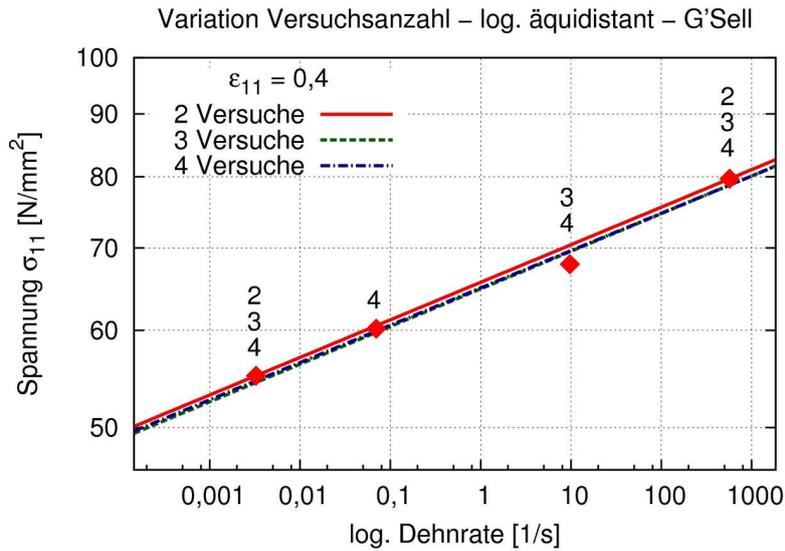


Abb. 7.15: Dehnratenabhängigkeit nach *G'Sell-Jonas* mit Variation der Versuchsanzahl

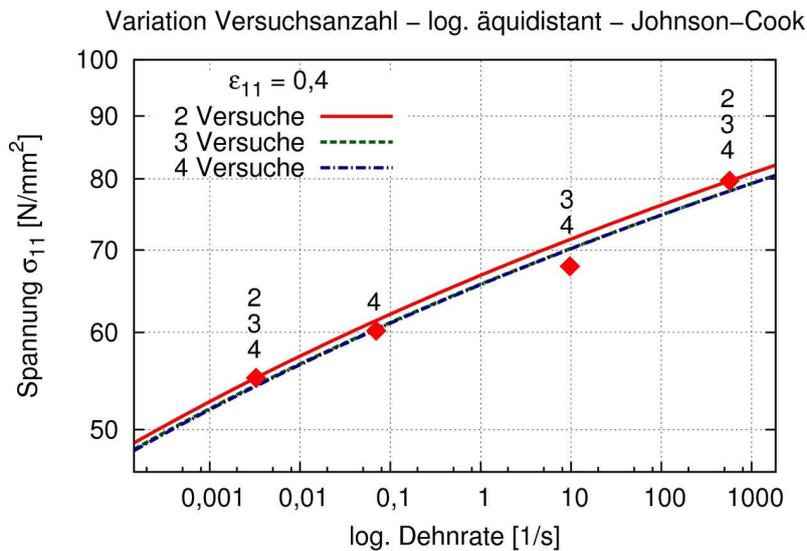


Abb. 7.16: Dehnratenabhängigkeit nach *Johnson-Cook* mit Variation der Versuchsanzahl

Aus dieser Untersuchung wird deutlich, dass für die hier zugrundeliegenden Materialdaten die Abbildungsqualität mit allen Modellen schon bei zwei Versuchen sehr gut ist. Mit zunehmender Versuchsanzahl treten keine signifikanten Änderungen in der Beschreibung der Dehnratenabhängigkeit auf. Für belastbare Aussagen über die Abhängigkeiten sollte die Versuchsanzahl nicht zu gering gewählt werden.

### 7.3 Erstellung von dehnratenkonstanten Spannungs-Dehnungsdiagrammen für Zugbelastung

Für die Berechnung dehnratenkonstanter Spannungs-Dehnungs-Diagramme wird der Ansatz von *G'Sell-Jonas* aus (7.5) mit der Erweiterung (7.13) verwendet:

$$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}) = \sigma_0(\varepsilon) \cdot \left( \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^{m_{pl}} \cdot \left[ 1 - \exp\left(-\frac{\varepsilon}{\varepsilon_m}\right) \right] \quad (7.14)$$

Für Bayblend T65 wurden die im vorherigen Abschnitt berechneten Parameter

- $m_{pl} = 0,0331$  und
- $\varepsilon_m = 9,575 \cdot 10^{-4}$

mit der Normierung  $\dot{\varepsilon}_0 = 1 \cdot 10^{-3} 1/s$  verwendet. Die Berechnung erfolgt in den Bereichen

- $1 \cdot 10^{-3} \leq \varepsilon_{11} \leq 0,7$ ; Schrittweite:  $5 \cdot 10^{-2}$  und
- $1 \cdot 10^{-3} 1/s \leq \dot{\varepsilon} \leq 1 \cdot 10^3 1/s$ ; Schrittweite:  $10^{(\log(x)+0,5)}$ .

Der Parameter  $\sigma_0(\varepsilon)$  wird zu jedem Dehnungszustand aus der Anpassung an die Messdaten bestimmt und entspricht dem Spannungsverlauf bei der Normierungsdehnrate  $\dot{\varepsilon}_0$ . Analog der Bestimmung der Parameter besteht die Datenbasis aus den sechs in Abb. 6.1 gezeigten Versuchen. In dreidimensionaler Darstellung, Spannung über logarithmischer Dehnung und Dehnrate, ist die Modellanpassung in Abb. 7.17 gezeigt.

Für diskrete konstante Dehnraten ergeben sich die in Abb. 7.18 dargestellten Kurvenverläufe. Diese dehnratenkonstanten Kurven können in der FE-Simulation für die Berechnung des dehnratenabhängigen Verhaltens verwendet werden. Der untersuchte und erweiterte mathematische Modellansatz beschreibt dazu den Dehnrateneinfluss. Im Weiteren wird die mathematische Beschreibung auf die Dehnungsabhängigkeit des Spannungsverlaufs erweitert. Dazu werden die Ansätze aus den drei untersuchten Modellen hinsichtlich ihrer Anwendbarkeit analysiert und bewertet.

## 7.4 Dehnungsabhängigkeit unter Zugbelastung

### 7.4.1 Betrachtung der dehnungsabhängigen Terme

Für die dehnungsabhängige Beschreibung des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens stehen in den oben vorgestellten Modellen zwei verschiedene Ansätze zur Verfügung. Im Modell von *Cowper-Symonds* und *Johnson-Cook* wird der Ansatz von *Ludwik* verwendet [57]. Dieser ist nur für den plastischen Bereich definiert und beschreibt die dehnungsabhängige Verfestigung des Materials:

$$\sigma(\varepsilon) = [A + B(\varepsilon - \varepsilon_{st})^n] \quad (7.15)$$

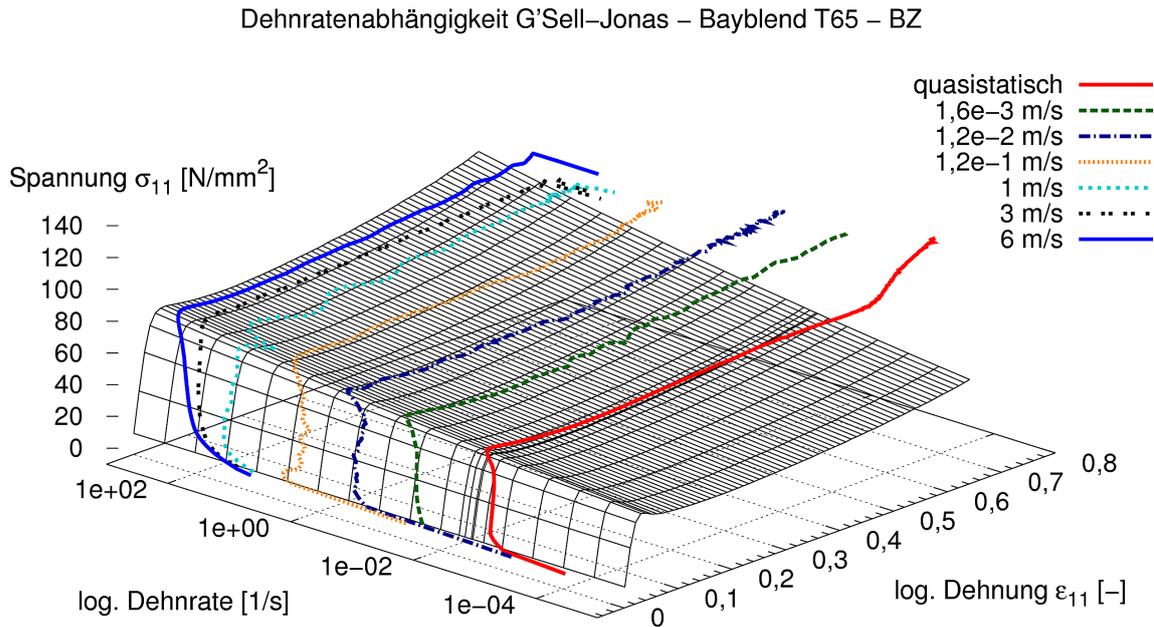


Abb. 7.17: Dreidimensionale Darstellung des Spannungsverhaltens in Abhängigkeit von Dehnung und Dehnrade nach *G'Sell-Jonas*

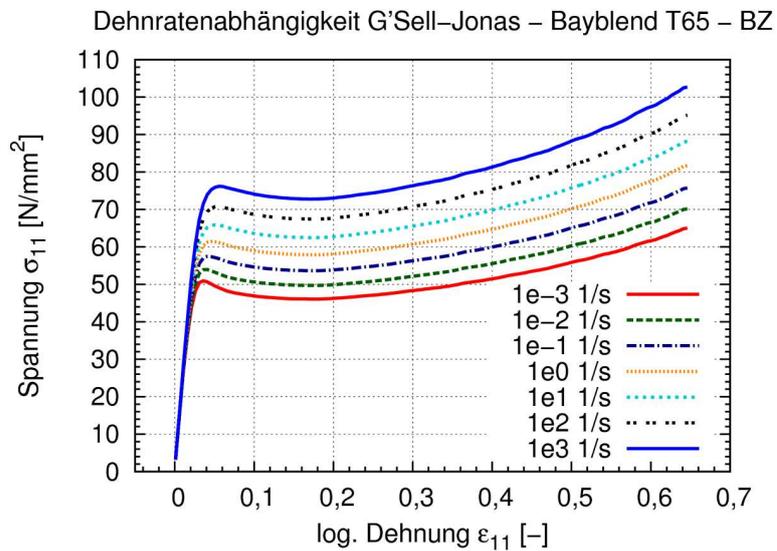


Abb. 7.18: Dehnratenkonstante Spannungs-Dehnungs-Diagramme mit dem Ansatz von *G'Sell-Jonas*

Die dehnungsabhängigen Terme im Ansatz von *G'Sell-Jonas* können sowohl den elastischen, als auch den plastischen Deformationsbereich abbilden:

$$\sigma(\varepsilon) = K \cdot \left[ 1 - \exp\left(-\frac{\varepsilon}{\varepsilon_v}\right) \right] \cdot \exp(h\varepsilon^2). \quad (7.16)$$

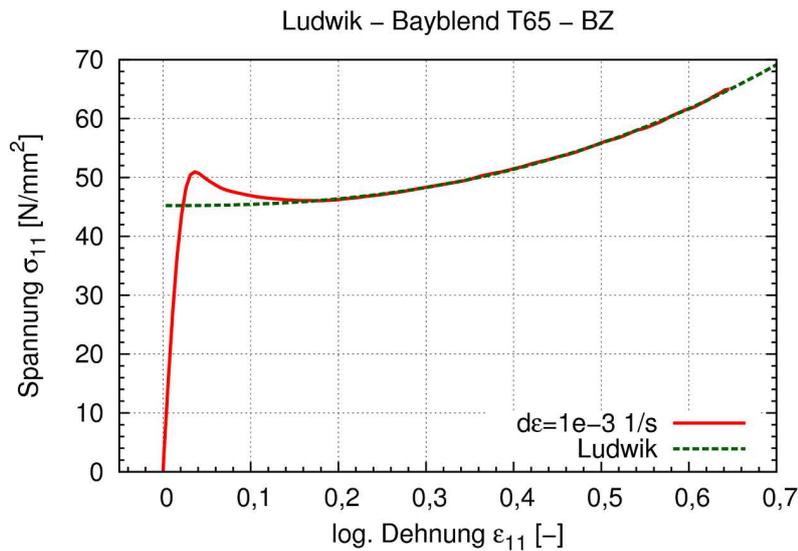


Abb. 7.19: Beschreibung des Spannungs-Dehnungs-Verlaufs mit dem Ansatz von *Ludwik*

Hierbei ist vor allem das nichtlineare elastische Verhalten von Thermoplasten von Interesse, was eine beliebige Grenze zwischen elastischer und plastischer Berechnung ermöglicht. Beide Modellansätze werden im Folgenden an die dehnratenkonstante Spannungs-Dehnungskurve mit der Normierungsdehnrate  $\dot{\varepsilon} = 1 \cdot 10^{-3} \frac{1}{s}$  angepasst. Die Parameterbestimmung erfolgt dabei mittels einer nichtlinearen Regressionsanalyse.

#### 7.4.2 Anpassung der Modelle an den Spannungs-Dehnungs-Verlauf

Aus der Anpassung des Modells von *Ludwik* in Abb. 7.19 zeigt sich, dass die Dehnungsverfestigung des Materials im plastischen Deformationsbereich sehr gut wiedergegeben werden kann. Der monoton steigende Beschreibungsansatz erlaubt jedoch keine Abbildung des Spannungsabfalls nach der Streckgrenze.

Mit dem Ansatz von *G'Sell-Jonas* kann dieser Spannungsabfall, wie in Abb. 7.20 gezeigt, ebenfalls nicht abgebildet werden. Auch dieser Ansatz ist monoton steigend, was ebenfalls zu einer falschen Darstellung des Verlaufs im Bereich der Streckgrenze führt.

Aus der getrennten Modellanpassung von elastischem ( $f(\varepsilon_{el})$ ) und plastischem, dehnungsverfestigendem ( $f(\varepsilon_{pl})$ ) Deformationsbereich mit

$$\sigma_{el}(\varepsilon) = K_{el} \cdot \left[ 1 - \exp\left(-\frac{\varepsilon}{\varepsilon_v}\right) \right] \quad (7.17)$$

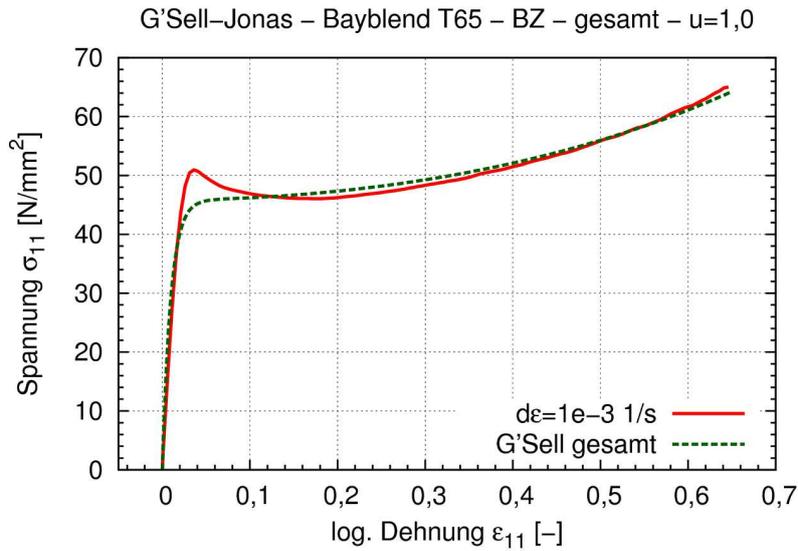


Abb. 7.20: Beschreibung des gesamten Deformationsbereichs mit dem Ansatz von *G'Sell-Jonas*

und

$$\sigma_{pl}(\varepsilon) = K_{pl} \cdot \exp(h\varepsilon^2) \quad (7.18)$$

in Abb. 7.21 wird deutlich, dass die vorhandenen Terme des Modells beide Deformationsbereiche getrennt abbilden können. Aus dem Unterschied im Spannungsniveau im Übergangsbereich, quantitativ beschrieben durch die Parameter  $K_{el}$  und  $K_{pl}$ , werden die Probleme bei der Darstellung des Spannungsabfalls nach der Streckgrenze deutlich. Dieser Übergang zwischen den Spannungsniveaus muss mittels eines weiteren Terms beschrieben werden.

### 7.4.3 Erweiterung des dehnungsabhängigen Ansatzes nach *G'Sell-Jonas*

Für die Erweiterung des Beschreibungsansatzes von *G'Sell-Jonas* wurde in [31] ein weiterer multiplikativer Term  $C(\varepsilon)$  eingeführt:

$$\sigma(\varepsilon) = K \cdot \left[ 1 - \exp\left(-\frac{\varepsilon}{\varepsilon_v}\right) \right] \cdot \exp(h\varepsilon^2) \cdot C(\varepsilon) \quad (7.19)$$

Für diesen Term  $C(\varepsilon)$  existieren zwei Vorschläge, die in [82] untersucht wurden:

$$C_1(\varepsilon) = 1 + a \exp(-b \cdot \varepsilon), \quad (7.20)$$

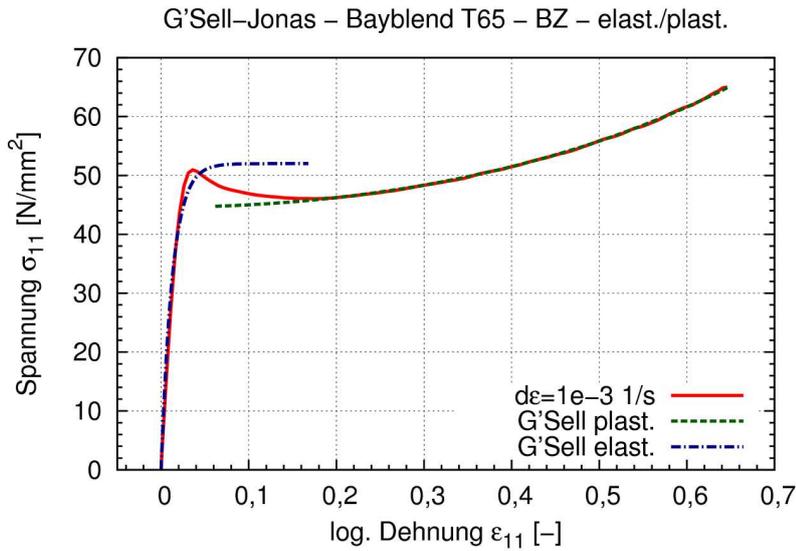


Abb. 7.21: Beschreibung des elastischen und plastischen Bereichs des Spannungs-Dehnungs-Verlaufs mit dem Ansatz von *G'Sell-Jonas*

$$C_2(\varepsilon) = 1 + h_1\varepsilon + h_2\varepsilon^2 \quad (7.21)$$

Die geeignetere Ansatzfunktion lässt sich aus dem Vergleich von dehnratenkonstanter Soll-Kurve und nach (7.5) berechneter Ist-Kurve mittels

$$\sigma_q = \frac{\sigma_{Komb}}{\sigma_{Soll}} \quad (7.22)$$

bestimmen. Aus diesem Quotienten der beiden Verläufe ergibt sich der in Abb. 7.22 aufgetragene Verlauf für  $\sigma_q$ . Aus der Anpassung von (7.20) und (7.21) in Abb. 7.23 wird deutlich, dass die Funktion  $C_1(\varepsilon)$  besser geeignet ist, den Übergang zwischen elastischem und plastischem Beschreibungsterm abzubilden.

Mit der Gesamtanpassung aus (7.19) und (7.20) ergibt sich der in Abb. 7.24 gezeigte Kurvenverlauf. In dieser Modelldarstellung wird der Spannungsabfall nach der Streckgrenze zwar berücksichtigt, es zeigen sich aber immer noch Abweichungen in der exakten Abbildung der Lage der Streckgrenze. Zurückgehend auf die getrennte Darstellung von elastischem und plastischem Beschreibungsterm in Abb. 7.21 ist zu erkennen, dass schon die reine elastische Beschreibung im Bereich der Streckgrenze die Kurve nicht exakt wiedergibt.

Um die gewünschte Abbildungsgenauigkeit in diesem Bereich zu erreichen, wird ein weiterer Parameter  $u$  im elastischen Beschreibungsansatz eingefügt:

$$\sigma_{el}(\varepsilon) = K_{el} \cdot \left[ 1 - \exp\left(-\frac{\varepsilon^u}{\varepsilon_v}\right) \right]. \quad (7.23)$$

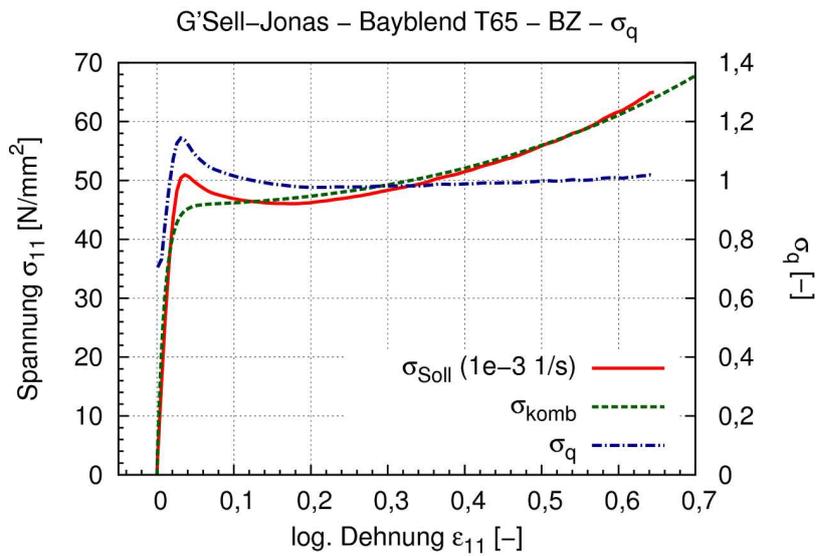


Abb. 7.22: Darstellung des Quotienten aus dehnratenkonstantem Verlauf und angepasster Kurve nach *G'Sell-Jonas*

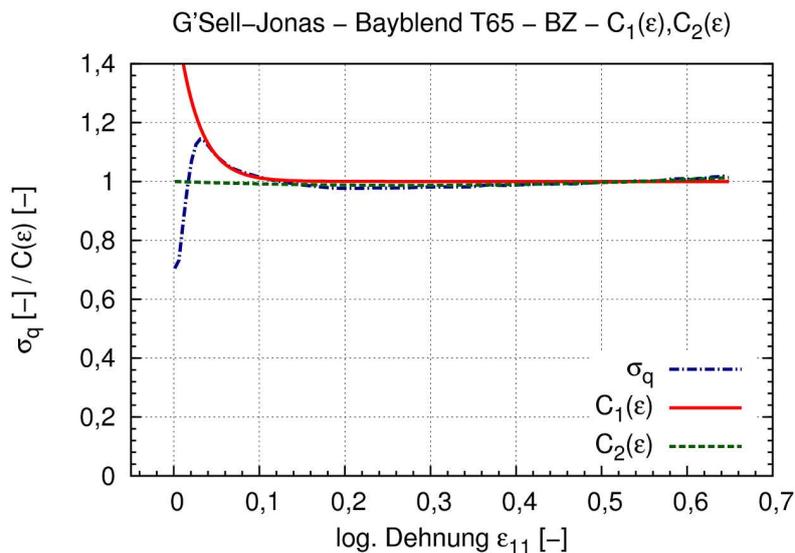


Abb. 7.23: Anpassung von (7.20) und (7.21) an den Kurvenverlauf  $\sigma_q(\varepsilon)$

Mit dieser Anpassung kann der Kurvenverlauf, wie in Abb. 7.25 mit dem rein elastischen Anteil gezeigt, bis zur Streckgrenze sehr gut dargestellt werden.

Für die Gesamtbeschreibung ergibt sich für die Dehnungsabhängigkeit

$$\sigma(\varepsilon) = K \cdot \left[ 1 - \exp\left(-\frac{\varepsilon^u}{\varepsilon_v}\right) \right] \cdot \exp(h\varepsilon^2) \cdot C(\varepsilon). \quad (7.24)$$

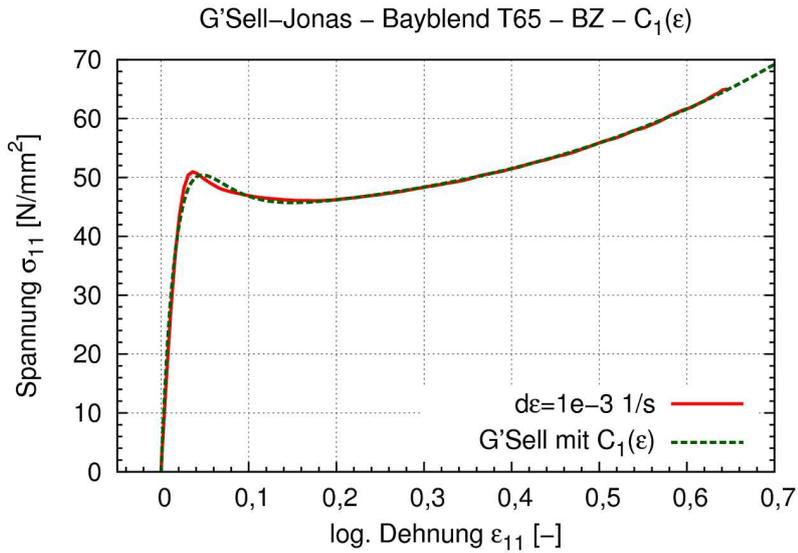


Abb. 7.24: Beschreibung des Spannungs-Dehnungs-Verlaufs nach *G'Sell-Jonas* mit  $C_1(\epsilon)$

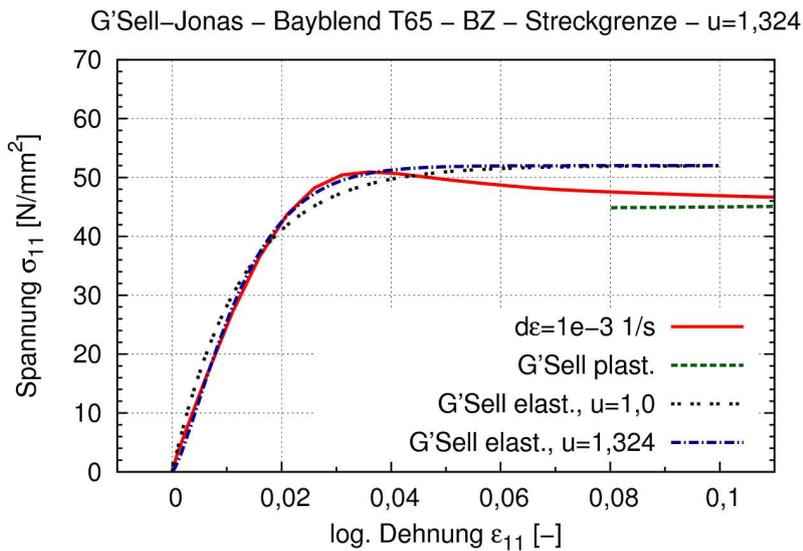


Abb. 7.25: Anpassung des erweiterten Beschreibungsterms für das elastischen Deformationsverhalten

Hiermit stellt sich die Gesamtkurve wie in Abb. 7.26 gezeigt dar. Mit dieser Beschreibung werden Streckgrenze, Spannungsabfall und Dehnungsverfestigung sehr exakt wiedergegeben.

Durch die Einführung einer höheren Potenz im elastischen Bereich kann der berechnete Kurvenverlauf einen Wendepunkt in diesem Abschnitt aufweisen. Für die Anwendung des Modells in einer FE-Simulation stellt dies jedoch keine Einschränkung dar, da bei diesen geringen Dehnungen zumeist ein

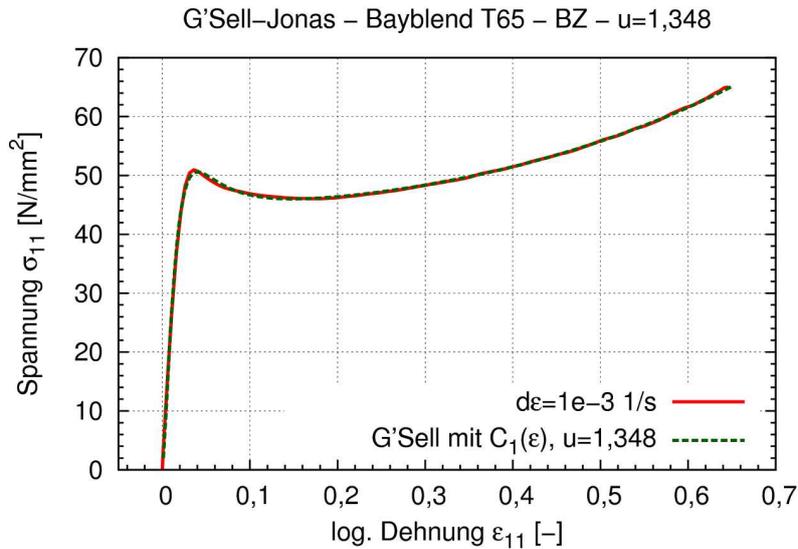


Abb. 7.26: Beschreibung des Spannungs-Dehnungs-Verlaufs nach *G'Sell-Jonas* mit  $C_1(\varepsilon)$  und elastischer Erweiterung nach (7.23)

linear-elastisches Materialverhalten angenommen wird. In einer kompakteren Beschreibung können die Parameter  $K$  und  $C(\varepsilon)$  zusammengefasst werden zu:

$$K(\varepsilon) = K \cdot C(\varepsilon). \quad (7.25)$$

Im Weiteren wird diese Kombination nicht verwendet, um die Kompatibilität mit in der Literatur vorhandenen Parametersätzen für verschiedene Materialien zu gewährleisten.

## 7.5 Gesamtansatz für die Spannungsbeschreibung

Für die gesamte Beschreibung des Spannungsverhaltens in Abhängigkeit von Dehnungszustand und Dehnrade ergibt sich aus den oben durchgeführten Untersuchungen der Funktionsansatz:

$$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}) = K \cdot \left[ 1 - e\left(\frac{-\varepsilon u}{\varepsilon v}\right) \right] \cdot e^{(h\varepsilon^2)} \cdot \left[ 1 + a e^{(-b \cdot \varepsilon)} \right] \cdot \left( \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^{m_{pl}} \cdot \left[ 1 - e\left(\frac{-\varepsilon}{\varepsilon m}\right) \right]. \quad (7.26)$$

Für das untersuchte Material, Bayblend T65, sind die neun benötigten Parameter in Tabelle 7.1 aufgeführt. Für eine Bewertung des Gesamtmodells erfolgte eine Nachrechnung der durchgeführten Versuche. Dazu wurden die Versuchsverläufe mit den berechneten Spannungskurven unter Vorgabe von Versuchsdehnung und -dehnrade verglichen.

Tabelle 7.1: Kennwerte für das erweiterte Materialmodell nach (7.26) für Bayblend T65 unter Zugbelastung

Kenngröße	Wert
$m_{pl}$	0,0331
$\varepsilon_m$	$9,575 \cdot 10^{-4}$
$\dot{\varepsilon}_0$	$1 \cdot 10^{-3}$
$K$	44,61
$u$	1,348
$\varepsilon_v$	$-3,6682 \cdot 10^{-3}$
$h$	0,8947
$a$	0,4476
$b$	24,867

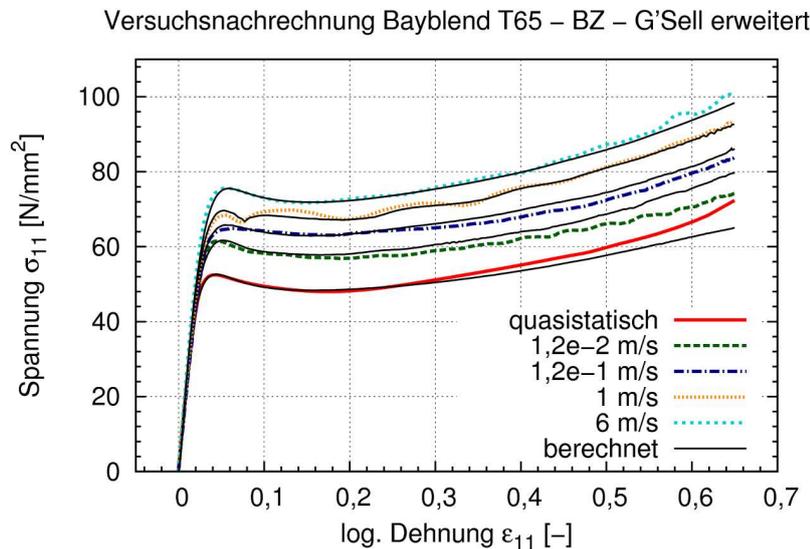


Abb. 7.27: Nachrechnung von Zugversuchen bei verschiedenen Geschwindigkeiten mit dem erweitertem Ansatz von *G'Sell-Jonas*

Die Ergebnisse dieses Vergleichs sind in Abb. 7.27 gezeigt. Auch Schwankungen im Dehnratenverlauf (Abb. 6.3,  $v_0 = 1\text{m/s}$ ), die Auswirkungen auf den Spannungswert haben, werden richtig wiedergegeben. Für alle untersuchten Spannungs-Dehnungskurven ergibt sich eine gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Berechnung. Mit zunehmender Dehnung wird bei allen untersuchten Geschwindigkeiten die Differenz zwischen beiden Kurvenverläufen größer.

Diese Abweichungen zwischen Versuchskurve und berechneter Kurve resultieren aus der Abbildegenauigkeit des Modellansatzes für die Dehnratenabhängigkeit bei hohen Dehnungen und geringen Dehnraten. Wie in Abb. 7.3 gezeigt weichen, bei geringen Dehnraten und einer Dehnung  $\varepsilon > 0,55$  die Versuchswerte von der Modellkurve ab. Dies wird auch in der Nachberechnung der Versuche in Abb. 7.24 deutlich. Die unterschiedliche Abbildegenauigkeit bei verschiedenen Dehnungen ist mit Einflüssen, wie z. B. Temperaturerhöhungen in der Probe, zu erklären. Mit zunehmender Geschwin-

digkeit steigt die durch innere Reibung erzeugte Temperaturerhöhung (Abb. 2.8) und führt so zu einem Festigkeitsabfall (Abb. 2.5).

## 7.6 Übertragung des erweiterten Modellansatzes auf das Schubverhalten

Das in den vorherigen Kapiteln aufgestellte Modell erlaubt die Berechnung der Fließspannung im Zugversuch in Abhängigkeit von Deformationszustand und Dehnrates. Im Folgenden muss die Anwendbarkeit des Modells auf die Berechnung der Schubspannung in einem Schubversuch untersucht werden. Die Abhängigkeiten hierbei sind

- die Schiebung und
- die Schiebungsrate.

Dabei wird wie bei der Untersuchung des Zugverhaltens vorgegangen. Zuerst wird die Abhängigkeit von der Schiebungsrate untersucht. Mit den gefundenen Parametern werden schiebungsratekonstante Schubspannungs-Schiebungs-Verläufe berechnet. Anhand dieser Verläufe wird die Schiebungsabhängigkeit beschrieben.

### 7.6.1 Darstellung der Schiebungsratenabhängigkeit

Um die Schiebungsratenabhängigkeit zu beschreiben, werden die in Abb. 7.28 dargestellten schiebungskonstanten Kurvenverläufe aus den Versuchsergebnissen in Kapitel 6.3 berechnet. Im Vergleich zur dehnungskonstanten Darstellung der Zugversuche in Abb. 7.1 lassen sich direkt Unterschiede zwischen beiden Lastarten erkennen. Es zeigt sich, dass mit steigender Dehnrates der Schiebungsstatus einen geringeren Einfluss auf das Spannungsniveau hat.

Mit Anpassung von Gleichung (7.11) an jede Deformationsstufe in Abb. 7.29 und der Normierung auf die Schiebungsrate  $\dot{\epsilon}_{12} = 1 \cdot 10^{-3} 1/s$  sind diese Unterschiede zwischen Schub- und Zugbelastung (vgl. Abb. 7.3) in der nicht konstanten Steigung der Geraden in der doppelt-logarithmischen Auftragung sichtbar. Mit zunehmender Dehnrates wird die Steigung der Geraden geringer.

Während im elastischen Deformationsbereich der Parameter  $m$  wie bei Zugbelastung aus dem Ursprung bis zum Maximalwert an der Streckgrenze ansteigt, ist die Annahme eines konstanten Parameters im plastischen Deformationsbereich nicht zulässig. Vielmehr fällt der Faktor nach der Streckgrenze wieder ab. Dies bedeutet, dass mit zunehmender Deformation der Einfluss der Schiebungsrate auf die Spannung abnimmt.

Um dieses Verhalten zu beschreiben muss Gleichung (7.13) erweitert werden:

$$m(\epsilon) = (m_s \cdot \epsilon + m_{pl}) \cdot \left[ 1 - \exp\left(-\frac{\epsilon^2}{\epsilon_m}\right) \right]. \quad (7.27)$$

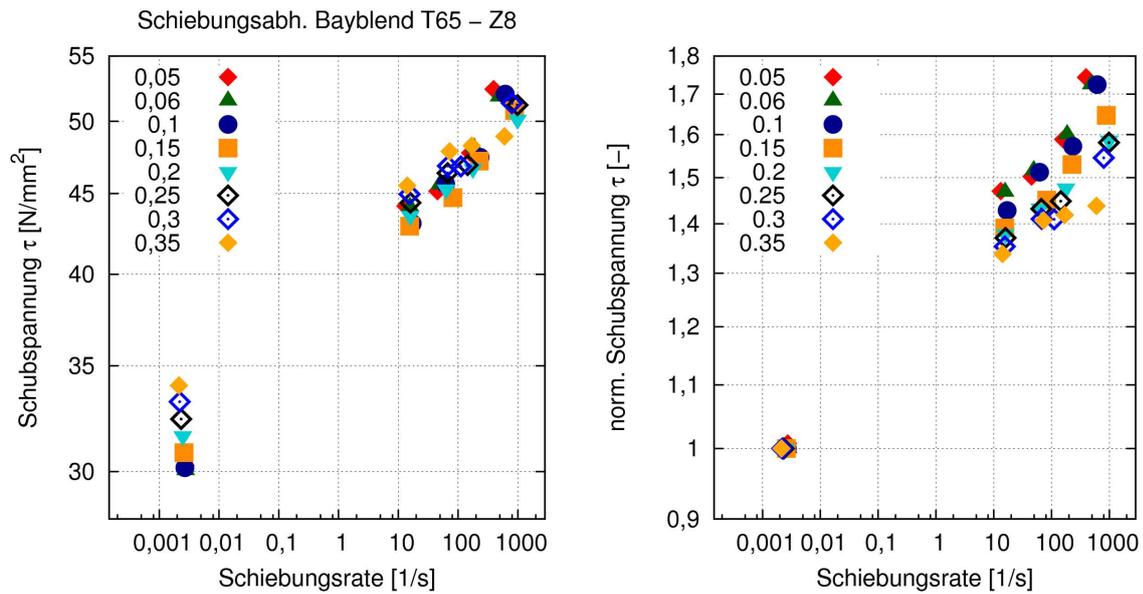


Abb. 7.28: Schiebungsratenabhängigkeit von Bayblend T65 an definierten Schiebungs-  
 werten

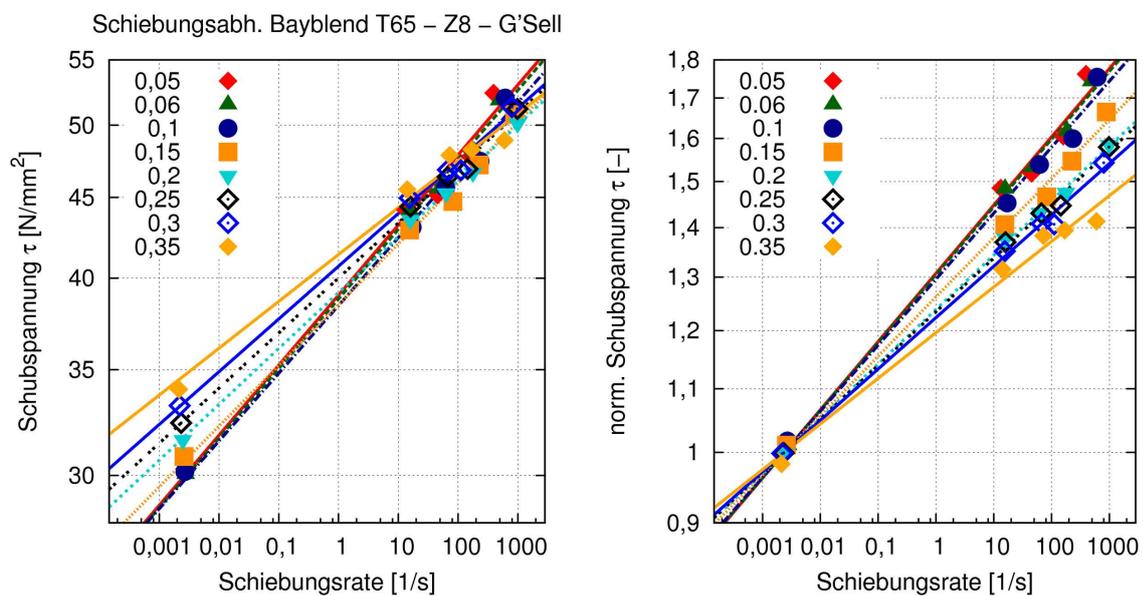


Abb. 7.29: Beschreibung der Schiebungsratenabhängigkeit von Bayblend T65  
 mit dem Ansatz von G'Sell-Jonas

Mit diesem Ansatz und den bestimmten Parameterwerten

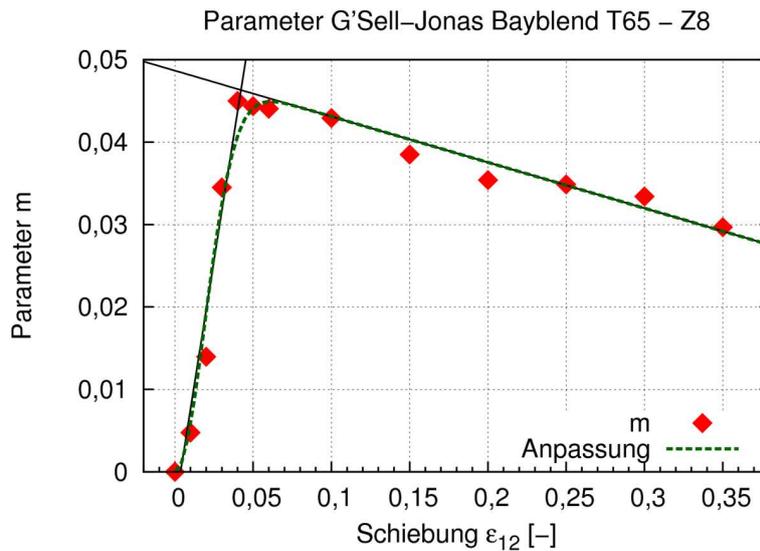


Abb. 7.30: Darstellung des Parameters  $m$  für das Modell von *G'Sell-Jonas* in Abhängigkeit von der Schiebung im elastischen und plastischen Deformationsbereich

- $m_s = -0,05565$ ,
- $m_{pl} = 0,0487$  und
- $\varepsilon_m = 0,0007658$

können die schiebungsratenkonstanten Verläufe in Abb. 7.31 berechnet werden. Die Beschreibung der Dehnratenabhängigkeit ist mit dieser Erweiterung immer noch möglich. Für diesen Fall ist der Parameter  $m_s = 0$  zu verwenden. Mit diesen konstanten Kurven werden im Folgenden die Schiebungsabhängigkeit der Spannung beschrieben.

## 7.6.2 Beschreibung der Schiebungsabhängigkeit

Im Weiteren wird das Schubspannungs-Schiebungs-Verhalten nach (7.19) beschrieben. Wie unter Zugbelastung muss der Übergangsterm  $C(\varepsilon)$  eingefügt werden, um den elastischen und den plastischen Bereich zu verbinden (Abb. 7.32). Mit diesem Modell lässt sich die Abhängigkeit der Spannung vom Schiebungszustand, wie in Abb. 7.33 gezeigt, ausreichend genau wiedergeben. Im letzten Abschnitt werden mit dem modifizierten Ansatz und den identifizierten Parametern die durchgeführten Versuche validiert.

## 7.6.3 Nachbildung der durchgeführten Schubversuche

Die für die Nachberechnung der Versuche verwendeten Parameter sind in Tabelle 7.2 aufgeführt. Mit diesen lassen sich die durchgeführten Schubversuche aus Kapitel 6.3 sehr gut wiedergeben. Im

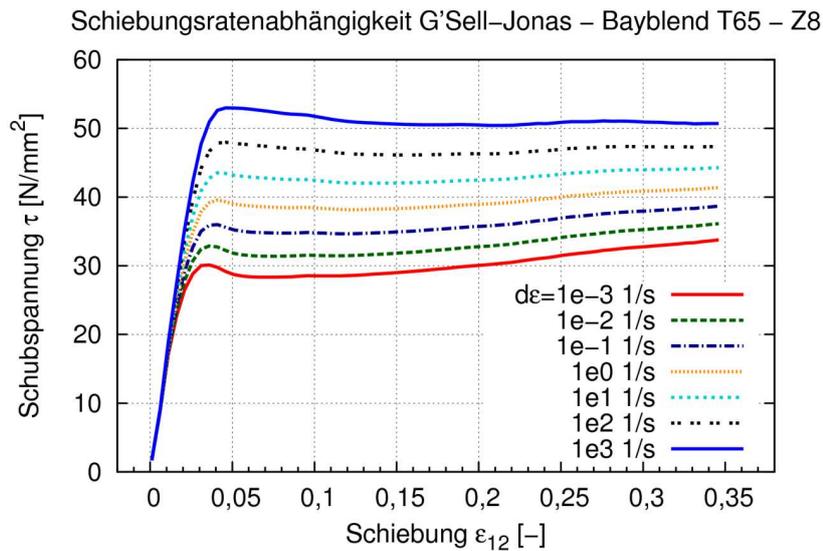


Abb. 7.31: Schiebungsratekonstante Schubspannungs-Schiebungs-Diagramme mit dem Ansatz von *G'Sell-Jonas*

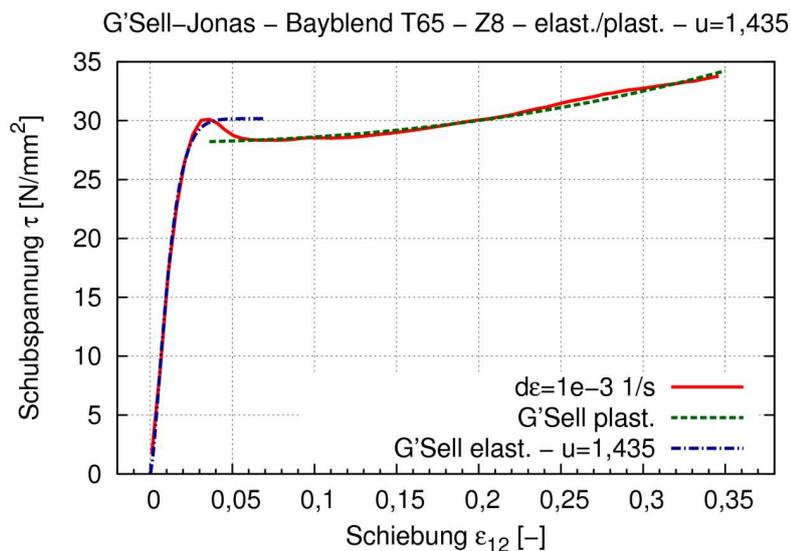


Abb. 7.32: Beschreibung des elastischen und plastischen Bereichs des Schubspannungs-Schiebungs-Verlaufs mit dem Ansatz von *G'Sell-Jonas*

Unterschied zu der Beschreibung der Zugversuche in Abb. 7.24 liegen geringe Abweichungen im gesamten Deformationsbereich vor. Dies resultiert aus Schwankungen innerhalb der Versuchsreihen und der damit verbundenen unsichereren Datenbasis.

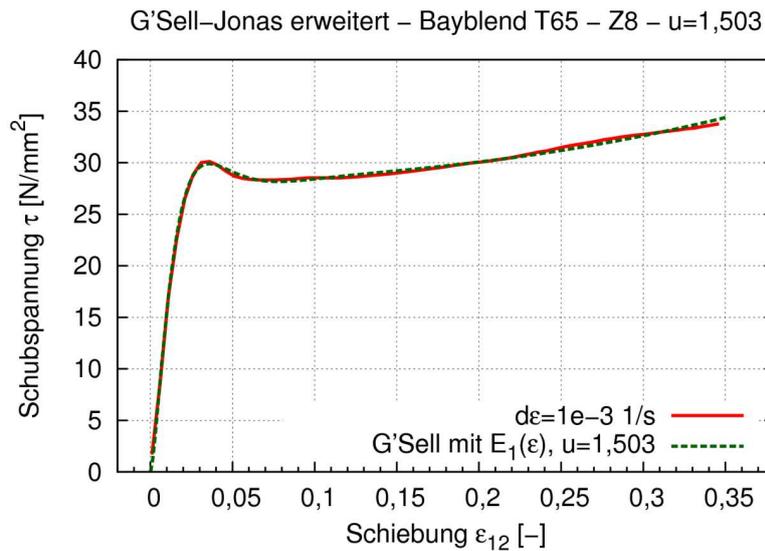


Abb. 7.33: Beschreibung des Schubspannungs-Schiebungs-Verlaufs mit dem modifizierten Ansatz von *G'Sell-Jonas*

Tabelle 7.2: Kennwerte für das erweiterte Materialmodell nach (7.19) mit (7.20) für Bayblend T65 unter Schubbelastung

Kenngröße	Wert
$m_s$	-0,05565
$m_{pl}$	0,0487
$\varepsilon_m$	$7,658 \cdot 10^{-4}$
$\dot{\varepsilon}_0$	$1 \cdot 10^{-3}$
$K$	28,173
$u$	1,5034
$\varepsilon_v$	$-9,563 \cdot 10^{-3}$
$h$	1,627
$a$	8,0539
$b$	55,539

## 7.7 Vergleich von Zug- und Schubverhalten

Für den Zusammenhang zwischen Zug- und Schubbelastung werden die definierten Parameter und die mathematische Versuchsabbildung beider Lastarten miteinander verglichen. Aus dem erweiterten Modellansatz und den Parametern aus Tabelle 7.1 und Tabelle 7.2 ergibt sich eine Streckspannung

- im Zugversuch von  $\sigma_Z = 50,57 \text{ N/mm}$  und
- im Schubversuch von  $\tau = 29,81 \text{ N/mm}$ .

Aus Gleichung (2.2) ergibt sich aus diesen Werten der materialspezifische Faktor  $k = 1,02$ . Dies zeigt, dass die Fließgrenze mit ausreichender Genauigkeit über den Vergleichsspannungsansatz nach von

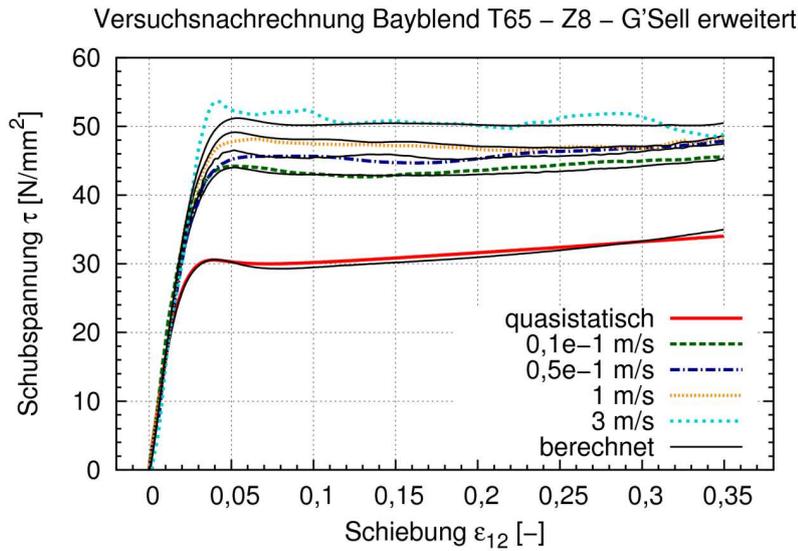


Abb. 7.34: Nachrechnung von Schubversuchen bei verschiedenen Geschwindigkeiten mit dem erweitertem Ansatz von *G'Sell-Jonas*

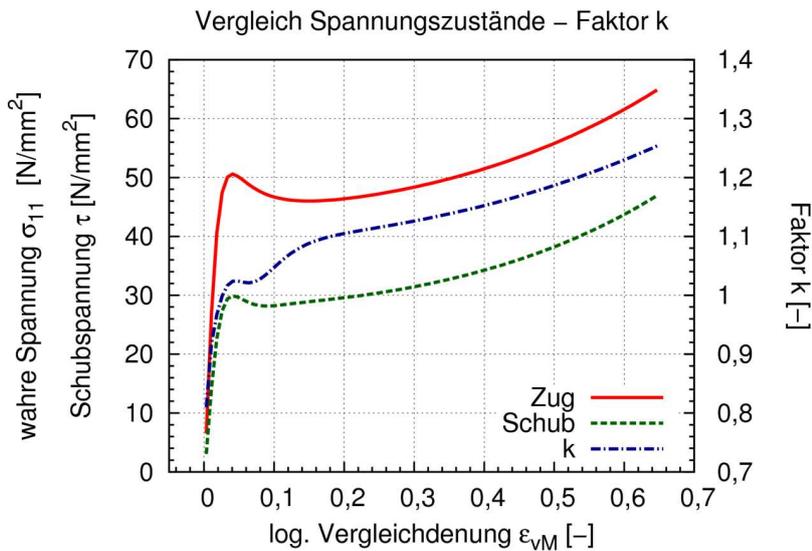


Abb. 7.35: Vergleich von Zug- und Schubspannung durch den materialspezifischen Faktor  $k$

*Mises* ( $k = 1$ ) beschrieben werden kann. Aus der Betrachtung des Parameters  $k$  über dem gesamten Deformationsbereich in Abb. 7.35, aufgetragen über der Vergleichsdehnung nach Gleichung (4.10), wird deutlich, dass diese Vergleichsspannungshypothese nur an der Fließgrenze gültig ist. Mit zunehmender plastischer Deformation steigt der Wert des Faktors  $k$ . Dies bedeutet eine stärkere Verfestigung des Materials unter Schubbelastung, was auch aus dem Vergleich der Verfestigungsparameter  $h$  in Tabelle 7.1 und Tabelle 7.2 erkennbar ist.

## 7.8 Übertragbarkeit auf andere Kunststoffe

Als Datenbasis für die Modellanpassung und die Erweiterung wurden Zug- und Schubversuche an Bayblend T65, einem PC-ABS-Blend, verwendet. Dieses Material zeigte eine Dehnraten- und Dehnungsverfestigung. Diese Versuche können mit dem Ansatz sehr gut wiedergegeben werden. Aufgrund des phänomenologischen Aufbaus des Modells ist eine Übertragbarkeit auf andere Kunststoffe grundsätzlich gegeben. Im Hinblick auf die einzelnen Berechnungsterme können alle Materialien beschrieben werden, die im Zug- und Schubverhalten folgenden Eigenschaften zeigen:

- In doppelt-logarithmischer Auftragung lineare Dehnratenver- oder -entfestigung,
- Dehnungsverfestigung oder -entfestigung und
- einen Spannungsabfall nach Überschreiten der Streckgrenze.

Diese Eigenschaften treffen für viele unverstärkte Thermoplasten zu, die so mit dem Modell abgebildet werden können.

## 8 Zusammenfassung

Ausgehend von der Forderung nach einer erhöhten Fahrzeugsicherheit und den immer noch vorhandenen Problemen bei der mechanischen Auslegung von Kunststoffbauteilen, ergab sich die Forderung nach einem konsistenten Vorgehen zur Bestimmung und Beschreibung des mechanischen Verhaltens von Thermoplasten bei hohen Deformationsgeschwindigkeiten. Mit dem Hintergrund vergangener Arbeiten auf diesem Gebiet wurden dazu Versuchsmethoden und ein Modellansatz zur Abbildung der durchgeführten Versuche entwickelt.

Nach der Diskussion der relevanten Messgrößen und der notwendigen Versuchstechnik wurden im ersten, experimentellen Arbeitspaket vorhandene Probekörper für Zugversuche untersucht. Der Fokus lag auf der Eignung der Geometrien für die exakte Bestimmung mechanischer Kennwerte. Problemstellen wurden dabei hinsichtlich des Spannungszustands im parallelen Bereich der Probe und den erreichbaren Dehnraten erkannt. Mit einer neu entwickelten Geometrie für den Zugversuch wurden diese Schwachstellen beseitigt. Im Weiteren wurden eine neue Geometrie für den Schubversuch entwickelt. Anforderung hierbei war die Verwendung gleicher Halbzeuge wie für die Zuggeometrie, um Einflüsse aus dem Herstellungsprozess beim Vergleich der Versuchsergebnisse auszuschließen. Zuletzt wurden mögliche Geometrien für den Druckversuch diskutiert. Es zeigte sich, dass aufgrund mehrachsiger Spannungszustände und Stabilitätsproblemen diese Versuchsart nicht für die Kennwertermittlung bis zum Versagen des Materials geeignet ist.

Hinsichtlich der Auswertung des Kraftsignals wurde eine neue Methode für die Filterung entwickelt. Diese erlaubt eine selektive Filterung der auftretenden Eigenfrequenzen, ohne das eigentliche Signal zu verfälschen, was mit der Überprüfung der Filterqualität dargestellt wurde. Für die Anwendung wurde der Algorithmus in einem Computerprogramm implementiert. Um das Dehnungsverhalten des Materials richtig beschreiben zu können, musste für die lokale Deformationsmessung eine neue Selektionsmethode entwickelt werden. Mit der vorgeschlagenen Extremwertmethode können die auftretenden Dehnungen bei unterschiedlichen Probengeometrien und verschiedenen Arten der Dehnungslokalisierung verglichen werden. Somit ist eine konsistente Versuchsdurchführung, angepasst an hohe Deformationsrate, möglich.

Für den zweiten, theoretischen Teil wurden mit den entwickelten Versuchsmethoden Zug- und Schubversuche an Bayblend T65 bei unterschiedlichen Prüfgeschwindigkeiten durchgeführt. Auf Basis dieser Versuche erfolgte die Diskussion bekannter Modelle. Dies umfasste die Ansätze von *Cowper-Symonds*, *G'Sell-Jonas* und *Johnson-Cook*. Jedes Modell wurde hinsichtlich der Abbildungsgüte von dehnraten- und dehnungsabhängigem Verhalten im Zugversuch untersucht. Dabei zeigte sich, dass das Modell von *G'Sell-Jonas* beide Abhängigkeiten am exaktesten wiedergeben konnte. Zudem war mit diesem Modell eine grundsätzliche Beschreibung des elastischen Deformationsbereichs möglich. Schwachstellen wurden bei der Genauigkeit im elastischen Bereich und dem Übergang in den plastischen Deformationsbereich identifiziert. Die Ursache dafür lag sowohl in der dehnraten- wie auch in

---

der dehnungsabhängigen Beschreibung des Modells. Für eine höhere Abbildegauigkeit wurde das Modell weiterentwickelt und in beiden Berechnungsteilen Modifikationen eingeführt.

Mit diesem neuen Gesamtmodell kann das Materialverhalten im Zugversuch im gesamten Deformationsbereich exakt wiedergegeben werden. Des Weiteren ist die entwickelte Formulierung dazu geeignet, das mechanische Verhalten unter Schubbeanspruchung zu beschreiben. Kann das Verhältnis zwischen Zug- und Schubverhalten mit der Vergleichsspannungshypothese nach *von Mises* beschrieben werden, ist eine Verallgemeinerung des Ansatzes auf das dreidimensionale Verhalten mit diesem Ansatz möglich. Auch für die Berechnung von Materialkurven für die FEM-Simulation bei tabulierter Eingabe der Spannungs-Dehnungs-Abhängigkeit kann das neue Modell eingesetzt werden. Über die parametrisierte Darstellung des Modells bietet sich eine Parameteroptimierung an, mit der eine höhere Abbildegauigkeit in der FE-Simulation erreicht werden kann.

# A Anhang

## A.1 Materialparameter für Berechnung des Spannungszustandes (Kapitel 4.1)

\*Material, name=PcAbs

\*Elastic

2242., 0.38

\*Plastic

51., 0.

52., 0.3

57., 0.38

64., 0.48

81., 0.59

## A.2 Modellparameter für Anpassungen in Kapitel 7

Parameter für Abb. 7.2

Gleichung: 7.10

$\varepsilon_n$	$\sigma_0$	$p$
0,05	50,74	0,0498
0,1	47,54	0,05516
0,2	46,12	0,05805
0,3	48,80	0,05569
0,4	52,60	0,05358
0,5	56,13	0,05653
0,55	59,22	0,05502

Parameter für Abb. 7.3

Gleichung: 7.11

$\varepsilon_n$	$\sigma_0$	$m$
0,05	50,05	0,02968
0,1	46,66	0,03366
0,2	45,23	0,03564
0,3	48,02	0,03377
0,4	51,87	0,03215
0,5	55,26	0,03416
0,554	58,54	0,0327

**Parameter für Abb. 7.4**

Gleichung: 7.12

$\varepsilon_n$	$\sigma_0$	$C$
0,05	49,05	0,03785
0,1	45,31	0,04519
0,2	43,87	0,04836
0,3	46,89	0,04453
0,4	50,87	0,04141
0,5	54,03	0,04466
0,55	57,71	0,04123

**Parameter für Abb. 7.14**

Gleichung: 7.10

Anzahl	$\sigma_0$	$p$
2	53,41	0,05168
3	52,87	0,05197
4	53,22	0,05119

**Parameter für Abb. 7.15**

Gleichung: 7.11

Anzahl	$\sigma_0$	$m$
2	53,14	0,03057
3	52,47	0,03063
4	52,66	0,03035

**Parameter für Abb. 7.16**

Gleichung: 7.12

Anzahl	$\sigma_0$	$m$
2	52,69	0,03866
3	52,00	0,03800
4	51,90	0,03821

**Parameter für Abb. 7.12, Abb. 7.13, Abb. 7.17 und Abb. 7.18**

Gleichung: 7.11 und 7.13

Kenngroße	Wert
$m_{pl}$	0.0331
$\varepsilon_m$	9,57e-4

**Parameter für Abb. 7.19**

Gleichung: 7.15

Kenngroße	Wert
A	45,21
B	56,72
n	2,41949

**Parameter für Abb. 7.20**

Gleichung: 7.16

Kenngroße	Wert
$\bar{K}$	45,83
$e_v$	-0,00957
$h$	0,7987

**Parameter für Abb. 7.21**

Gleichung: 7.17 und 7.18

Kenngroße	Wert
$\bar{K}_{el}$	45,83
$e_v$	-0,01280
$K_{pl}$	44,60
$h$	0,89795

**Parameter für Abb. 7.22**

Gleichung: 7.22 und 7.16

Kenngroße	Wert
$K_{el}$	45,83
$e_v$	-0,00957
$h$	0,7987

**Parameter für Abb. 7.23**

Gleichung: 7.20 und 7.21

Kenngroße	Wert
$a$	0,61897
$b$	39,22
$h_1$	-0,09745
$h_2$	0,18056

**Parameter für Abb. 7.24**

Gleichung: 7.19 und 7.20

Kenngroße	Wert
$K$	44,65
$e_v$	-0,04403
$h$	0,89475
$a$	2,73671
$b$	28,49835

**Parameter für Abb. 7.25**

Gleichung: 7.23

Kenngroße	Wert
$K_{el}$	52,0
$e_v$	-0,00332
$h$	0,89475
$u$	1,324

**Parameter für Abb. 7.26**

Gleichung: 7.24

Kenngroße	Wert
$K$	44.61
$e_v$	-0.00366
$h$	0.89475
$u$	1.34802
$a$	0.44764
$b$	24.86

**Parameter für Abb. 7.29**

Gleichung: 7.11

$\varepsilon_n$	$\sigma_0$	$C$
0	0	0
0,01	16,93	0,00476
0,02	27,05	0,01396
0,03	29,28	0,03450
0,04	28,72	0,04499
0,05	28,72	0,04437
0,06	28,62	0,04404
0,1	28,57	0,04291
0,15	29,50	0,03849
0,2	30,67	0,03538
0,25	31,44	0,03486
0,3	32,31	0,03339
0,35	33,72	0,02967

**Parameter für Abb. 7.32**

Gleichung: 7.18 und 7.23

Kenngröße	Wert
$K_{el}$	30,16
$K_{pl}$	28,15
$u$	1,43503
$e_v$	-0,00186
$h$	1,59429

**Parameter für Abb. 7.33**

Gleichung: 7.24

Kenngröße	Wert
$K$	28,17
$u$	1,50344
$e_v$	-0,00956
$h$	1,62711
$a$	8,05390
$b$	55,53

# B Verzeichnisse

## B.1 Tabellen

2.1	Anwendungsgebiete für Kunststoffe im Automobilbau . . . . .	5
2.2	Charakteristische Kennwerte $d$ und $k$ für die Fließgrenze verschiedene Kunststoffe .	10
2.3	Vergleich der mechanischen Eigenschaften Kunststoffe – Metalle . . . . .	13
3.1	Werte für die Querkontraktionszahl im elastischen Deformationsbereich verschiedener Kunststoffe . . . . .	16
4.1	Statistische Auswertung des Dehnratenverlaufs im Zugversuch . . . . .	29
4.2	Unterschiede zwischen Schub- und Torsionsbelastung . . . . .	37
5.1	Frequenzen, Amplituden und Phasen für künstliche Eigenschwingungen . . . . .	53
6.1	Mechanische Kenngrößen für Bayblend T65 . . . . .	60
7.1	Kennwerte für das erweiterte Materialmodell nach (7.26) für Bayblend T65 unter Zugbelastung . . . . .	88
7.2	Kennwerte für das erweiterte Materialmodell nach (7.19) mit (7.20) für Bayblend T65 unter Schubbelastung . . . . .	93

## B.2 Notation und Symbole

### Lateinische Formelzeichen

$e_{ij}$	Dehnungsdeviator
$A$	Materialparameter in <i>Ludwik</i> -Gleichung
$A$	tatsächlicher Probenquerschnitt
$A_0$	Materialparameter in <i>Ludwik</i> -Gleichung
$A_0$	ursprünglicher Probenquerschnitt
$B$	Materialparameter in <i>Ludwik</i> -Gleichung
$b$	Schubbreite
$b$	tatsächliche Probenbreite
$B_0$	Materialparameter in <i>Ludwik</i> -Gleichung
$b_0$	ursprüngliche Probenbreite
$b_{pl}$	plastische Breite
$C$	Materialparameter in <i>Johnson-Cook</i> -Gleichung
$d$	Spannungsquotient Druck/Zug
$d$	tatsächliche Probendicke
$d_0$	ursprüngliche Probendicke
$d_y$	Verschiebung
$E$	Elastizitätsmodul
$F$	Kraft
$F_k$	Knicklast
$h$	Materialparameter in <i>G'Sell-Jonas</i> -Gleichung
$I$	Flächenträgheitsmoment
$k$	Spannungsquotient Torsion/Zug
$K_{el}$	Materialparameter für elastische Beschreibung in <i>G'Sell-Jonas</i> -Gleichung
$K_{pl}$	Materialparameter für plastische Beschreibung in <i>G'Sell-Jonas</i> -Gleichung
$L$	Probenlänge
$l$	aktuelle Probenlänge
$l_0$	parallele Ursprungslänge
$m$	Materialparameter in <i>G'Sell-Jonas</i> -Gleichung
$m_{pl}$	Materialparameter für erweiterte elastische Beschreibung mit der <i>G'Sell-Jonas</i> -Gleichung
$m_s$	Materialparameter für erweiterte elastische Beschreibung mit der <i>G'Sell-Jonas</i> -Gleichung
$T$	Temperatur
$t$	Versuchszeit
$T_g$	Glasübergangstemperatur
$T_m$	Kristallitschmelztemperatur
$u$	Materialparameter für erweiterte Beschreibung mit der <i>G'Sell-Jonas</i> -Gleichung
$v$	Maschinengeschwindigkeit

$v_0$	Sollgeschwindigkeit
$v_m$	mittlere Maschinengeschwindigkeit

### Griechische Formelzeichen

$\beta$	Faktor für die Einspannung nach <i>Euler</i>
$\Delta\vartheta$	Temperaturdifferenz
$\delta_{ij}$	Kronecker-Delta
$\dot{\gamma}_t$	technische Schubrate
$\dot{\epsilon}_{12}$	Schiebungsrate
$\dot{\gamma}$	Schubrate
$\epsilon_{12}$	Schiebungsrate
$\dot{\epsilon}$	Dehnrage
$\dot{\epsilon}_0$	Normierungsdehnrage
$\dot{\epsilon}_{max}$	maximale Dehnrage
$\dot{\epsilon}_{qs}$	Dehnrage im quasistatischen Versuch
$\dot{\epsilon}_t$	technische Dehnrage
$\epsilon_{el}$	elastischer Dehnungsanteil
$\epsilon_m$	Materialparameter für erweiterte elastische Beschreibung der <i>G'Sell-Jonas</i> -Gleichung
$\epsilon_{pl}$	plastischer Dehnungsanteil
$\gamma$	Schubwinkel
$\nu$	Querkontraktionszahl
$\bar{\epsilon}$	Mittlere Dehnrage
$\bar{\epsilon}$	mittlere Dehnrage
$\bar{\sigma}_{\bar{\epsilon}}$	Standardabweichung Dehnrage
$\sigma_0$	Spannung bei normierter Dehnrage
$\Sigma_2$	Mehrachsigkeitsfaktor in Breitenrichtung
$\Sigma_3$	Mehrachsigkeitsfaktor in Dickenrichtung
$\sigma_D$	Druckspannung
$\sigma_H$	hydrostatischer Spannungsanteil
$\sigma_t$	technische Spannung
$\sigma_Z$	Zugspannung
$\sigma_1$	Hauptspannung in Längsrichtung
$\sigma_2$	Hauptspannung in Breitenrichtung
$\sigma_3$	Hauptspannung in Dickenrichtung
$\sigma_{Komb}$	Kombinierter Spannungsverlauf nach <i>G'Sell-Jonas</i>
$\sigma_q$	Spannungsquotient
$\sigma_{Soll}$	Dehnratenkonstanter Spannungsverlauf
$\sigma_{st}$	Streckspannung
$\sigma_{vM}$	Vergleichsspannung nach <i>von Mises</i>
$\sigma_{w,0.5}$	wahre Spannung, inkompressibel
$\sigma_{w,a}$	wahre Spannung, anisotrop
$\sigma_{w,t}$	wahre Spannung, transversalisotrop
$\sigma_w$	wahre Spannung
$\tau$	Schubspannung

$\tau$	Torsions-/Schubspannung
$\varepsilon_G$	GREENSche Dehnung
$\varepsilon_l$	Längsdehnung
$\varepsilon_N$	HENCKY-Dehnung
$\varepsilon_t$	technische Dehnung
$\varepsilon_{12}$	Schiebung
$\varepsilon_1$	Dehnung in Längsrichtung
$\varepsilon_2$	Dehnung in Breitenrichtung
$\varepsilon_3$	Dehnung in Dickenrichtung
$\varepsilon_d$	Dehnung in Dickenrichtung
$\varepsilon_{ij}$	Dehnungstensor
$\varepsilon_l$	Dehnung in Längsrichtung
$\varepsilon_q$	Dehnung in Breitenrichtung
$\varepsilon_{st}$	Streckdehnung
$\varepsilon_{vM}$	Vergleichsdehnung nach <i>von Mises</i>
$\varepsilon_v$	Materialparameter in <i>G'Sell-Jonas</i> -Gleichung

### Abkürzungen

ABS	Acrylnitril-Butadien-Styrol
BZ	Kombinationszugprobe
CAB	Celluloseacetobutyrat
D	Schubdicke
EP	Epoxidharz
EPDM	Ethylen-Propylen-Dien-Kautschuk
FEM	Finite Element Method
JZ	Junginger Zugprobengeometrie
PA	Polyamid
PBT	Polybutylenterephthalat
PC	Polycarbonat
PE	Polyethylen
PMMA	Polymethylmethacrylat
POM	Polyoxymethylen
PP	Polypropylen
PPE	Polyphenylenether
PS	Polystyrol
PUR	Polyurethan
PVC	Polyvinylchlorid
QS	quasistatisch
UP	ungesättigtes Polyesterharz
Z	Schublänge
Z30	Zugprobe 30 mm

## B.3 Literatur

- [1] ALEXANDROV, A. V.; POTAPOV, V. D. ; DERZHAVIN, B. P.: *Festigkeitslehre (in russisch)*. Moskau: Wisschaja Schkola, 1995
- [2] ALTENBACH, H.; ALTENBACH, J. ; ZOLOCHEVSKY, A.: *Erweiterte Deformationsmodelle und Versagenskriterien der Werkstoffmechanik*. Stuttgart: Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1995
- [3] ALTENBACH, H.; SCHIESSE, P. ; ZOLOCHEVSKY, A. A.: Zum Kriechen isotroper Werkstoffe mit komplizierten Eigenschaften. In: *Rheologica Acta* 30 (1991), Juli, Nr. 4, S. 388–399
- [4] AUSSCHUSSES FÜR VERKEHR, BAU- UND WOHNUNGSWESEN: Vorschlag für eine Richtlinie des Europäischen Parlaments und des Rates über die Verwendung von Frontschutzbügeln an Fahrzeugen und zur Änderung der Richtlinie 70/156/EWG des Rates. In: *Deutscher Bundestag Drucksache 15/3540 15. Wahlperiode 01. 07. 2004* (2004)
- [5] BARDENHEIER, R.: *Mechanisches Versagen von Polymerwerkstoffen*. München: Carl Hanser Verlag, 1982
- [6] BAUWENS, J. C.; BAUWENS-CROWET, C. ; HOLMES, G.: Tensile Yield-Stress Behavior of Poly(vinyl Chloride) and Polycarbonate in the Glass Transition Region. In: *Journal of Polymer Science* 7 (1969), Nr. A-2, S. 1745–1754
- [7] BAUWENS, J. C.; BAUWENS-CROWET, C. ; HOLMES, G.: Tensile Yield Stress of Glassy Polymers. In: *Journal of Polymer Science* 7 (1969), Nr. A-2, S. 735–742
- [8] BECKER, F.; KRAATZ, A. ; MONEKE, M.: Determination of the mechanical properties of oriented short fibre reinforced thermoplastics under different stress states. In: *Ls-Dyna Anwenderforum* (2007), S. D–I–33 – 42
- [9] BILLINGTON, E. W.: The Poynting-swift effect in relation to initial and post-yield deformation. In: *International Journal of Solids and Structures* 21 (1985), S. 355–372
- [10] BOWDEN, P. B.; JUKES, J. A.: The Plastic Flow of Isotropic Polymers. In: *Journal of Material Science* 7 (1972), S. 52–63
- [11] BOYCE, M. C.; ARRUDA, E. M. ; JAYACHANDRAN, R.: The large strain compression, tension, and simple shear of polycarbonate. In: *Polymer Engineering & Science* 34 (1994), Nr. 9, S. 716–725
- [12] BÖHME, W.: Bestimmung des dynamischen Bruchverhaltens nichtmetallischer Werkstoffe mit instrumentierten Pendelschlagwerken und unterschiedlichen Messverfahren. In: *Tagungsband der 24. Vortragsveranstaltung des DVM-Arbeitskreises Bruchvorgänge* 24 (1992), S. 403–412
- [13] BÖHME, W.: FAT-Richtlinie "Dynamische Werkstoffkennwerte für die Crashsimulation". In: *MP Materials Testing* 50 (2008), Nr. 4, S. 199–205
- [14] CASEM, D.; FOURNEY, W. ; CHANG, P.: A polymeric split Hopkinson pressure bar instrumented with velocity gages. In: *Experimental Mechanics* 43 (2003), Dezember, Nr. 4, S. 420–427
- [15] CHEN, W.; ZHANG, B. ; FORRESTAL, M.: A split Hopkinson bar technique for low-impedance materials. In: *Experimental Mechanics* 39 (1999), Juni, Nr. 2, S. 81–85
- [16] CHOU, S.; ROBERTSON, K. ; RAINEY, J.: The effect of strain rate and heat developed during deformation on the stress-strain curve of plastics. In: *Experimental Mechanics* 13 (1973), Oktober, Nr. 10, S. 422–432

- [17] COWPER, G. R.; SYMONDS, P. S.: Strain-Hardening and Strain-Rate Effects in the Impact Loading of Cantilever Beams. In: *Brown University Dept. of Appl. Math., Technical Report 28* (1957)
- [18] DASSOW, J.: *Messung und Beschreibung der Querkontraktionszahl von teilkristallinen Thermoplasten als nichtlinearer viskoelastischer Materialkennwert*, RWTH Aachen, Diss., 1995
- [19] DIETER, G. E.: *Mechanical Metallurgy*. New York: McGraw Hill, 1961
- [20] DIOH, N.; IVANKOVIC, A.; LEEVERS, P. ; WILLIAMS, J.: The high strain rate behaviour of polymers. In: *J. Phys. IV France* 4 (1994), S. 119–124
- [21] DU BOIS, P.; KOLLING, S.; KOESTERS, M. ; FRANK, T.: Material behaviour of polymers under impact loading. In: *International Journal of Impact Engineering* 32 (2006), Nr. 5, S. 725–740
- [22] DUFFO, P.; MONASSE, B.; HAUDIN, J. M.; G'SELL, C. ; DAHOUN, A.: Rheology of polypropylene in the solid state. In: *Journal of Materials Science* 30 (1995), Januar, Nr. 3, S. 701–711
- [23] EHRENSTEIN, G. W.: *Mit Kunststoffen konstruieren*. München: Carl Hanser Verlag, 1995
- [24] EHRENSTEIN, G. W.: *Polymer-Werkstoffe*. München: Carl Hanser Verlag, 1999
- [25] ELIAS, H.: *Macromoleküle*. Bd. 2. Weinheim: Wiley, 2001
- [26] EU-PARLAMENT, E.-P.: Vorschlag für eine Richtlinie des Europäischen Parlaments und des Rates zum Schutz von Fußgängern und anderen ungeschützten Verkehrsteilnehmern bei Kollisionen mit Kraftfahrzeugen und zur Änderung der Richtlinie 70/156/EWG. (2003)
- [27] EUROPEAN COMMISSION: Decision No 162/2004 amending Annex II (Technical regulations, standards, testing and certification) to the EEA Agreement EP and Council Directive 2003/102/EC (protection of pedestrians), Commission Decision 2004/90/EC (protection of pedestrians). (2003)
- [28] FRIK, S.; ERZGRÄBER, M.; GLASER, S. ; WÜST, A.: Kunststoffbauteil für den Fußgängerschutz. In: *Konstruktion* 10 (2006), S. iw06–iw08
- [29] GOLDBERG, N.; ARCAN, M. ; NICOLAU, E.: On the most suitable shape for testing shear strength of plastics. In: *ASTM Special Technical Publication* 247 (1959), S. 115–121
- [30] GRELLMANN, W.; SEIDLER, S.: *Kunststoffprüfung*. München: Carl Hanser Verlag, 2005
- [31] G'SELL, C.: Instabilités de déformation pendant l'étirage des polymères solides. In: *Rev. Phys. Appl. (Paris)* 23 (1988), Nr. 6, S. 1085–1101
- [32] G'SELL, C.; ALY-HELAL, N. A. ; JONAS, J. J.: Effect of stress triaxiality on neck propagation during the tensile stretching of solid polymers. In: *Journal of Materials Science* 18 (1983), Juni, Nr. 6, S. 1731–1742
- [33] G'SELL, C.; GOPEZ, A. J.: Plastic banding in glassy polycarbonate under plane simple shear. In: *Journal of Materials Science* 20 (1985), Oktober, Nr. 10, S. 3462–3478
- [34] G'SELL, C.; JONAS, J.: Determination of the plastic behaviour of solid polymers at constant true strain rate. In: *Journal of Materials Science* 14 (1979), März, Nr. 3, S. 583–591
- [35] G'SELL, C.; BONI, S. ; SHRIVASTAVA, S.: Application of the plane simple shear test for determination of the plastic behaviour of solid polymers at large strains. In: *Journal of Materials Science* 18 (1983), März, Nr. 3, S. 903–918
- [36] GÖTTSCHE, J.; PETERSEN, M.: *Festigkeitslehre - klipp und klar*. München: Hanser Fachbuchverlag, 2006

- [37] HALL, I. H.: The effect of strain rate on the stress-strain curve of oriented polymers. II. The influence of heat developed during extension. In: *Journal of Applied Polymer Science* 12 (1968), Nr. 4, S. 739–750
- [38] HAWARD, R. N.; YOUNG, R. J.: *The Physics of glassy polymers*. Berlin: Springer Verlag, 1997
- [39] HIBBIT, KARLSSON & SORENSON, INC. (Hrsg.): *Abaqus/Explicit User Manual*. 6.3. Pawtucket: Hibbit, Karlsson & Sorenson, Inc., 2002
- [40] HOBEIKA, S.: Materialcharakterisierung anhand lokaler Spannungs-Dehnungs-Kurven. In: *10. Problemseminar "Deformation und Bruchverhalten von Kunststoffen"*, 2005
- [41] HUH, H.; KANG, W. ; HAN, S.: A tension split Hopkinson bar for investigating the dynamic behavior of sheet metals. In: *Experimental Mechanics* 42 (2002), März, Nr. 1, S. 8–17
- [42] IOSIPESCU, N.: New accurate procedure for single shear testing of metals. In: *Journal of Materials* 2 (1967), Nr. 3, S. 537–656
- [43] JOHNSON, G. R.; COOK, W. H.: Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressure. In: *International Journal of Engineering Fracture Mechanics* 21 (1985), S. 31–48
- [44] JONES, N.: Some Comments on the Modelling of Material Properties for Dynamic Structural Plasticity. In: HARDING, J. (Hrsg.): *Mechanical Properties of Materials at High rates of Strain*. Bristol, 1998 (Inst. Phys. Conf. Series 102), S. 435–445
- [45] JUNGINGER, M.: *Charakterisierung und Modellierung unverstärkter thermoplastischer Kunststoffe zur numerischen Simulation von Crashvorgängen*. München, Universität der Bundeswehr, Diss., 2002
- [46] KLEIN, B.: *Leichtbau-Konstruktion*. München: Springer Verlag, 2007
- [47] KOENIG, J. L.: *Spectroscopy of Polymers*. St. Louis: Elsevier Science & Technology, 1999. ISSN 0168–3659
- [48] KOLLING, S.; HAUFE, A.: A constitutive model for thermoplastic materials subjected to high strain rates. In: *PAMM* 5 (2005), Nr. 1, S. 303–304
- [49] KOLSKY, H.: An investigation of the mechanical properties of materials at very high rates of loading. In: *Proceedings of the Physical Society Section B* 62 (1949), Nr. 11, S. 676–700
- [50] KOLUPAEV, V.; MONEKE, M. ; KRAATZ, A.: Dreidimensionales temperaturabhängiges Kriechverhalten von verstärkten Kunststoffen. In: *KGK Kautschuk Gummi Kunststoffe* 56 (2003), Nr. 9, S. 455–459
- [51] KOLUPAEV, V. A.: *Dreidimensionales Kriechverhalten von Bauteilen aus verstärkten Thermoplasten*. Halle (Saale), Martin-Luther-Universität Halle-Wittenberg, Diss., 2005
- [52] KOLUPAEV, V. A.; MONEKE, M. ; BECKER, F.: *Mehrxiales Kriechen von Thermoplast-Formteilen*. VDI Verlag GmbH, Düsseldorf, 2005
- [53] KRAATZ, A.: *Anwendung der Invariantentheorie zur Berechnung des dreidimensionalen Versagens- und Kriechverhaltens von geschlossenzelligen Schaumstoffen unter Einbeziehung der Mikrostruktur*, Martin-Luther-Universität Halle-Wittenberg, Diss., 2006
- [54] LEMAITRE, J. (Hrsg.): *Handbook of Materials Behavior Models*. Bd. 1. San Diego: Academic Press, 2001

- [55] LIM, J.; KIM, S.; KIM, J.; HUH, H.; LIM, J. ; PARK, S.: High Speed Tensile Test of Steel Sheets for an Auto-body at the Intermediate Strain Rate. In: *Transaction of KSAE* 13 (2005), Nr. 2, S. 127134
- [56] LIVERMORE SOFTWARE TECHNOLOGY CORPORATION (Hrsg.): *Ls-Dyna Theoretical Manual*. Livermore, California: Livermore Software Technology Corporation, 1998
- [57] LUDWIK, P.; JULIUS SPRINGER, V. von (Hrsg.): *Elemente der technologischen Mechanik*. Berlin: Springer Verlag, 1909
- [58] MEINEL, G.; PETERLIN, A.: Plastic deformation of polyethylene II. Change of mechanical properties during drawing. In: *Journal of Polymer Science Part A-2: Polymer Physics* 9 (1971), Nr. 1, S. 67–83
- [59] MELICK, H. G. H.; GOVAERT, L. E. ; MEIJER, H. E. H.: On the origin of strain hardening in glassy polymers. In: *Polymer* 44 (2003), Nr. 8, S. 2493–2502
- [60] MENGES, G.; HABERSTROH, E.; MICHAELI, W. ; SCHMACHTENBERG, E.: *Werkstoffkunde der Kunststoffe*. München: Hanser, 2002
- [61] MICHAELI, W.: *Einführung in die Kunststoffverarbeitung*. München: Carl Hanser Verlag, 1992
- [62] MURTHY, N. S.; KAGAN, V. A. ; BRAY, R. G.: Effect of melt temperature and skin-core morphology on the mechanical performance of nylon 6. In: *Polymer Engineering & Science* 42 (2002), Nr. 5, S. 940–950
- [63] Norm EN ISO 604 . *Bestimmung von Druckeigenschaften*
- [64] NN: *Kunststoffe im Automobil - Einsatz und Verwertung- Langfassung*. Verband Kunststoffzeugender Industrie e.V. (VKE). – 1–59 S.
- [65] Norm ASTM D695-08 . *Standard Test Method for Compressive Properties of Rigid Plastics*
- [66] Norm DIN 53 399 1982. *Schubversuch an ebenen Probekörpern*
- [67] OETER, M.: *Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik*. Bd. 65: *Beitrag zur Ermittlung einer Versuchsmethodik zur Bewertung des Crashverhaltens geklebter und hybridgefügter Verbindungen*. Aachen: Shaker Verlag, 2005
- [68] OPPENHEIMER, A. V.; SCHAFFER, R. W.: *Zeitdiskrete Signalverarbeitung*. München: R. Oldenbourg Verlag, 1999
- [69] PYTTEL, T.; WEYER, S.: Crash simulation with glassy polymers – Constitutive model and application. In: *IJ Crash* 8 (2003), Nr. 5, S. 433 – 442
- [70] RADAJ, D.: *Festigkeitsnachweise*. Düsseldorf: Deutscher Verlag für Schweißtechnik, 1974
- [71] RÖSLER, R.; HARDERS, H. ; BÄKER, M.: *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*. Wiesbaden: Teubner, 2008
- [72] SCHENKEL, G.: In: *Kunststoffe* 63 (1973), 49 – 53 S.
- [73] SCHNEIDER, W.: *Versagenskriterien für Kunststoffe unter mehrachsiger Kurzzeitbeanspruchung, Belastungsgrenzen von Kunststoffbauteilen*. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1975
- [74] SCHOSSIG, M.; BIERÖGEL, C. ; GRELLMANN, W.: Einfluss der Dehnraten auf das mechanische Verhalten von glasfaserverstärkten Polyolefinen. In: *Handbuch Werkstoffprüfungstagung 2006*, 2006
- [75] SCHWARZ, G.: Zur Temperaturerhöhung in der Fließschulter von Polypropylen. In: *Kolloid-Zeitschrift & Zeitschrift für Polymere* 259 (1981), Nr. 2, S. 150–154

- [76] SCHWARZ, O. (Hrsg.): *Kunststoffkunde*. Würzburg: Vogel Buchverlag, 1997
- [77] SCHÜRMAN, H.: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. München: Springer Verlag, 2008
- [78] SIEVERT, R.; NOACK, H.-D.; HAMANN, A.; LÖWE, P.; SINGH, K.; KÜNECKE, G.; CLOS, R.; SCHREPPPEL, U.; VEIT, P.; UHLMANN, E. ; ZETTIER, R.: Simulation der Spansegmentierung beim Hochgeschwindigkeits-Zerspanen unter Berücksichtigung duktiler Schädigung. In: *Technische Mechanik* (2003), Nr. Band 23 Heft 2-4, S. 216–233
- [79] STAUBER, R.; VOLLRATH, L.: *Plastics in automotive engineering: exterior applications*. München: Carl Hanser Verlag, 2007
- [80] SÄHN, S.; GÖLDNER, H.: *Bruch- und Beurteilungskriterien in der Festigkeitslehre*. Leipzig: Fachbuchverlag Leipzig, 1993
- [81] THRONE, J. L.; BEINE, J.: *Thermoformen: Werkstoffe, Verfahren, Anwendung*. München: Hanser Verlag, 1999
- [82] TILLIER, Y.: *Identification par analyse inverse du comportement mécanique des polymères solides; applications aux sollicitations multiaxiales et rapides*, Ecole nationale supérieure des mines de Paris, Diss., 1998
- [83] TROJANOWSKI, A.; RUIZ, C. ; HARDING, J.: Thermomechanical Properties of Polymers at High Rates of Strain. In: *Le Journal de Physique IV 07* (1997), aug, S. C3–447–C3–452
- [84] WESTERWEEL, J.: Fundamentals of digital particle image velocimetry. In: *Measurement Science and Technology* 8 (1997), S. 1379–1392
- [85] WILLIAMS, J. G.: *Stress analysis of polymers*. Longman Group Limited, 1973
- [86] XU, K.; WONG, C.; YAN, B. ; ZHU, H.: A High Strain Rate Constitutive Model for High Strength Steels. In: *SP. SOCIETY OF AUTOMOTIVE ENGINEERS INC.*, 2003 (1765), S. 19–26

---

## Lebenslauf

### Angaben zur Person

Name: Florian Becker  
Geburtsdatum: 15. Mai 1976  
Geburtsort: Hanau  
Nationalität: deutsch

### Schule und Ersatzdienst

1982 – 1987: Grundschule Kahl/Main  
1987 – 1996: Franziskaner Gymnasium Kreuzburg, Großkrotzenburg  
1996 – 1997: Ersatzdienst

### Studium

01.10.1997 – 31.08.2000: Maschinenbaustudium an der TU-Darmstadt;  
Vordiplom: September 1999  
01.09.2000 – 31.03.2001: Maschinenbaustudium am Politecnico in Turin/Italien  
01.04.2001 – 31.08.2004: Fortsetzung des Maschinenbaustudiums an der TU-Darmstadt;  
Abschluss: Diplom

### Promotion

ab 01.10.2004: Wissenschaftlicher Angestellter am Deutschen Kunststoff-Institut,  
Abteilung Technologie

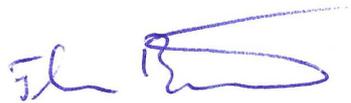


---

## Erklärung

Hiermit erkläre ich, Florian Becker, dass ich diese Arbeit selbständig und ohne fremde Hilfe verfasst habe. Es wurden keine anderen als die von mir angegebenen Quellen und Hilfsmittel benutzt und die den benutzten Werken wörtlich oder inhaltlich entnommenen Stellen als solche kenntlich gemacht.

Darmstadt, den 13. Oktober 2009

A handwritten signature in blue ink, appearing to be 'Florian Becker', written in a cursive style.