

Dipl.-Ing. Germar Eisenacher

**Charakteristik und Modellierung
von Fichtenholz unter
dynamischer Druckbelastung**

Die vorliegende Arbeit entstand an der BAM Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung.

Impressum

**Charakteristik und Modellierung
von Fichtenholz unter
dynamischer Druckbelastung**

2014

Herausgeber:

BAM Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung
Unter den Eichen 87

12205 Berlin

Telefon: +49 30 8104-0

Telefax: +49 30 8112029

E-Mail: info@bam.de

Internet: www.bam.de

Copyright © 2014 by

BAM Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung

Layout: BAM-Referat Z.8

ISSN 1613-4249

ISBN 978-3-9816380-3-5

Charakteristik und Modellierung von Fichtenholz unter dynamischer Druckbelastung

Von der Fakultät III Prozesswissenschaften
der Technischen Universität Berlin
genehmigte Dissertation zur Erlangung
des akademischen Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften
(Dr.-Ing.)

von
Dipl.-Ing. Germar Eisenacher
aus Würzburg

Promotionsausschuss:

Vorsitzender Prof. Dr. rer. nat. Walter Reimers
Gutachterin Prof. Dr.-Ing. Claudia Fleck
Gutachter Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Manfred Zehn
Gutachter Dr.-Ing. Bernhard Droste

Tag der wissenschaftlichen Aussprache: 28. Januar 2014

Berlin 2014
D 83

Sokrates, der alte Greis,
Sagte oft in tiefen Sorgen:
„Ach, wie viel ist doch verborgen,
Was man immer noch nicht weiß.“

Wilhelm Busch, Abenteuer eines Jungesellen

Danksagung

Diese Arbeit entstand im Rahmen meiner Anstellung als Doktorand im Fachbereich 3.3 „Sicherheit von Transportbehältern“ der Bundesanstalt für Materialforschung- und prüfung (BAM) in Berlin, der ich für die Mitfinanzierung meiner Anstellung über das Doktorandenprogramm danke.

Frau Prof. Dr. Claudia Fleck danke ich sehr für die Betreuung der Arbeit und die Übernahme des ersten Gutachtens. Herrn Prof. Dr. Manfred Zehn danke ich ebenso sehr für das Interesse an der Arbeit und die Übernahme des zweiten Gutachtens. Herrn Dr. Bernhard Droste danke ich nicht nur für die Übernahme des dritten Gutachtens, sondern insbesondere auch für seine durchgehende Unterstützung und Motivation. Allen gutachterlichen Mitgliedern des Promotionsausschusses gilt außerdem mein herzlicher Dank für die Diskussionsbereitschaft und die zielführenden Anmerkungen. Herrn Prof. Dr. Walter Reimers danke ich für seine Bereitschaft, den Vorsitz des Promotionsausschusses zu übernehmen.

Herrn Dr. Anton Erhard danke ich für seine Unterstützung als Leiter der Abteilung 3 „Gefahrgutumschließungen“. Erneut Herrn Dr. Bernhard Droste danke ich für seine Unterstützung als Leiter des Fachbereichs 3.3 „Sicherheit von Transportbehältern“. Herrn Dr. Frank Wille danke ich als Leiter des Arbeitsbereichs „Transportbehälter für radioaktive Stoffe“ für die große Unterstützung und viele aufmerksame Anregungen.

Allen Kollegen aus den Fachbereichen 3.3 und 3.4, insbesondere aus den ehemaligen Arbeitsgruppen 3.32 und 3.36, danke ich für die sehr gute Arbeitsatmosphäre und die viele Hilfe mit Rat und Tat. Besonderer Dank gilt Herrn Dr. Martin Neumann, der mir mit vielen fruchtbaren Diskussionen, hilfreicher Kritik und motivierenden Worten sehr durch die vergangenen Jahre geholfen hat.

Für ihr Engagement bei der Leitung und Ausführung des der Arbeit zugrunde liegenden Forschungsvorhabens danke ich Herrn Dr. Holger Völzke, ein weiteres Mal Herrn Dr. Bernhard Droste sowie Frau Dr. Eva Kasperek und insbesondere Herrn Robert Scheidemann.

Ich danke auch dem Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF) für die Finanzierung des Forschungsvorhabens „ENREA“ unter dem Förderkennzeichen 02S8588 sowie dem Projektträger Karlsruhe, Bereich Wassertechnologie und Entsorgung (PTKA-WTE), in der Rolle des Projektträgers. Der Wissenschaftlich-Technischen Ingenieurberatung (WTI) GmbH danke ich für die Zusammenarbeit im Zuge des Forschungsvorhabens und die Probenbeschaffung.

Der Gesellschaft für Nuklear-Service (GNS) mbH gilt mein Dank für die Erlaubnis zur Darstellung des Testbehälters sowie der qualitativen Ergebnisse des Fallversuchs.

Der DYNAmore GmbH, namentlich Herrn Dr. Tobias Erhart, danke ich für die Unterstützung bei meinem ersten Modellierungsansatz „mod. MAT_075“.

Besonders herzlicher Dank für viel Entgegenkommen, Unterstützung und Motivation gilt meinen Freunden, meiner Familie und meiner Lebenspartnerin Anne, die alle einen eigenen Anteil am Gelingen dieser Arbeit haben.

Berlin, im Februar 2014

Germar Eisenacher

Kurzfassung

Fichtenholz wird häufig als energieabsorbierendes Material in Stoßdämpfern von Transportbehältern für radioaktive Stoffe eingesetzt. Bei der vorgeschriebenen Fallprüfung aus 9 m Höhe auf ein unnachgiebiges Fundament erfährt das Fichtenholz im Stoßdämpfer eine dynamische Druckbelastung, wobei die seitliche Ausdehnung durch eine Blechkapselung eingeschränkt ist. Das Ziel dieser Arbeit war es, auf der Grundlage einer experimentellen Charakterisierung ein Materialmodell für Fichtenholz zur Berechnung solcher Lastfälle zur Verfügung zu stellen.

Die experimentellen Untersuchungen zur Charakterisierung von Fichtenholz bestanden aus ca. 600 Druckversuchen an würfelförmigen Fichtenholzproben mit einem Stauchgrad von bis zu 70%. Das Material wurde dabei als transversal isotrop angenommen. Insbesondere die Querdehnungsbehinderung konnte als ein relevanter Einflussfaktor auf die Materialcharakteristik identifiziert werden: Ohne Querdehnungsbehinderung dehnt sich das Material sowohl bei Last parallel als auch senkrecht zur Faser stark seitlich aus. Die Druckkraft-Verformungs-Verläufe weisen ein vergleichsweise geringes Kraftniveau und keine bzw. eine kaum ausgeprägte Verfestigung auf. Parallel zur Faser findet außerdem nach dem linear-elastischen Bereich eine starke Entfestigung statt. Eine Behinderung der Querdehnung führt zu einem deutlichen Anstieg des Druckkraftniveaus, einer stark ausgeprägten Verfestigung und lateral wirkenden Kräften. Die Entfestigung bei Last parallel zur Faser ist vergleichsweise gering ausgeprägt. Dehnrate und Temperatur haben festigkeitssteigernde bzw. festigkeitsverringende Einflüsse, die im für Stoßdämpfer relevanten Bereich quantifiziert wurden.

Anhand der experimentellen Erkenntnisse wurde die Hypothese der entkoppelten Fließflächen evolution aufgestellt, die von einer unabhängigen Festigkeitsentwicklung bei deviatorischer und volumetrischer Verformung ausgeht. Die Hypothese konnte mit einer Modifikation des Materialmodells MAT_075 aus dem FE-Code LS-DYNA bestätigt werden. Auf dieser Basis wurde anschließend ein transversal isotropes Materialmodell für Fichtenholz neu entwickelt und in LS-DYNA implementiert. Die Charakteristika von Fichtenholz unter Druckbelastung wurden in einer 15-flächigen Fließbedingung und einer nicht-assozierten Fließregel umgesetzt. Die Fließbedingung berücksichtigt Mehrachsigkeiten des Druckspannungszustands durch eine lineare Interpolation der aus den Druckversuchen mit und ohne Querdehnungsbehinderung abgeleiteten Festigkeiten. Nachrechnungen der Druckversuche zeigten eine gute Abbildung der grundsätzlichen Festigkeitscharakteristik von Fichtenholz durch das Modell. Der für blechgekapselte Stoßdämpfer sehr bedeutsame Einfluss der Querdehnungsbehinderung kann durch die entkoppelte Evolution der Fließfläche angemessen wiedergegeben werden. Bei Last unter spitzen Faserwinkeln werden die Festigkeiten vom Modell jedoch überschätzt, was durch eine Anpassung der Druckfließflächen verhindert werden könnte. Die Einflüsse von Dehnrate und Temperatur können grundsätzlich nachgebildet werden, die verwendeten Skalierungsfaktoren sollten aber überarbeitet werden. Die Nachrechnung eines Behälterfallversuchs mit holzgefüllten Stoßdämpfern bestätigte die grundsätzliche Anwendbarkeit des Modells und zeigte plausible Rechenergebnisse. Für ein verifiziertes Stoßdämpfermodell sind weitere experimentelle und numerische Arbeiten erforderlich, wie z. B. die Untersuchung von Reibkoeffizienten und Versagensparametern.

Die Arbeit leistet mit dem transversal isotropen Materialmodell einen wichtigen Beitrag für die numerische Beanspruchungsanalyse bei der sicherheitstechnischen Begutachtung von Transportbehältern für radioaktive Stoffe.

Abstract

Spruce wood is frequently used as an energy absorbing material in impact limiters of packages for the transportation of radioactive material. A 9 m drop test onto an unyielding target is mandatory for the packages. The impact results in a dynamic compression load of the spruce wood inside the impact limiter. The lateral dilation of the wood is restrained thereby due to encasing steel sheets. This work's objective was to provide a material model for spruce wood based on experimental investigations to enable the calculation of such loading conditions.

About 600 crush tests with cubical spruce wood specimens were performed to characterize the material. The compression was up to 70% and the material was assumed to be transversely isotropic. Particularly the lateral constraint showed to have an important effect: the material develops a high lateral dilation without lateral constraint. The force-displacement characteristics show a comparably low force level and no or only slight hardening. Distinctive softening occurs after the linear-elastic region when loaded parallel to the fiber. On the other hand, using a lateral constraint results in significantly higher general force levels, distinctive hardening and lateral forces. The softening effect when loaded parallel to the fiber is less distinctive. Strain rate and temperature raise or lower the strength level, which was quantified for the applicable ranges of impact limiters.

The hypothesis of an uncoupled evolution of the yield surface was proposed based on the experimental findings. It postulates an independent strength evolution with deviatoric and volumetric deformation. The hypothesis could be established using the first modeling approach, the modified LS-DYNA material model MAT_075. A transversely isotropic material model was developed based thereupon and implemented in LS-DYNA. The material characteristics of spruce wood were considered using a multi-surface yield criterion and a non-associated flow rule. The yield criterion uses linear interpolation of the strength of constrained and unconstrained spruce wood. Thus multiaxial stress states can be considered. The calculation of the crush tests showed the ability of the model to reproduce the basic strength characteristics of spruce wood. The effect of lateral constraint can be reproduced well due to the uncoupled evolution of the yield surface. On the contrary, the strength is overestimated for load under acute angles, which could be prevented using modified yield surfaces. The effects of strain rate and temperature are generally reproduced well but the scaling factors used should be improved. The calculation of a drop test with a test-package equipped with wood-filled impact limiters confirmed the model's performance and produced feasible results. However, to create a verified impact limiter model further numerical and experimental investigations are necessary.

This work makes an important contribution to the numerical stress analysis in the context of safety cases of transport packages.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung und Ziel der Arbeit	1
1.1	Zielsetzung	1
1.2	Gliederung der Arbeit	2
2	Grundlagen	3
2.1	Transport- und Lagerbehälter für radioaktive Stoffe	3
2.1.1	Anforderungen und Nachweisführung	4
2.1.2	Stoßdämpferbauformen	6
2.1.3	Schlussfolgerungen	7
2.2	Das Material Fichtenholz	9
2.2.1	Struktur	10
2.2.2	Mechanische Eigenschaften	12
2.2.3	Einflussgrößen auf die mechanischen Eigenschaften	16
2.3	Kontinuumsmechanische Grundlagen	20
2.3.1	Kinematik und Spannungsmaße	20
2.3.2	Bilanzgleichungen und konstitutive Materialgleichungen	23
2.3.3	Prinzip der virtuellen Arbeit	26
2.4	Finite-Elemente-Methode	26
2.4.1	Örtliche Diskretisierung	27
2.4.2	Numerische Lösung	28
2.5	Zusammenfassung	31
3	Experimentelle Untersuchungen mit Fichtenholz	33
3.1	Aktueller Kenntnisstand	33
3.1.1	Grundlegendes Verhalten von Holz unter Druckbelastung	33
3.1.2	Einflussgrößen	35
3.1.3	Schlussfolgerungen	39
3.2	Material und Methoden	39
3.2.1	Druckversuche	39
3.2.2	Weitere experimentelle Untersuchungen	49
3.3	Versuchsergebnisse und Diskussion	50
3.3.1	Druckversuche - Basiskurven	50
3.3.2	Druckversuche - Einflussfaktoren	56
3.3.3	Weitere experimentelle Untersuchungen	62
3.4	Zusammenfassende Diskussion	64
4	Modellierung von Fichtenholz unter dynamischer Druckbelastung	67
4.1	Stand von Wissenschaft und Technik	67
4.1.1	Mikromechanisch motivierte Materialmodelle	67
4.1.2	Kontinuumsmechanische Materialmodelle	68
4.1.3	Schlussfolgerungen	71
4.2	Annahmen und Überlegungen zur Modellbildung	71
4.3	Isotropes Materialmodell mit ellipsenförmiger Fließfläche (mod. MAT_075)	73
4.3.1	Modifikation des Materialmodells MAT_075	74

4.3.2	Implementierung des Materialmodells mod. MAT_075	75
4.3.3	Funktionsprüfung des Materialmodells mod. MAT_075	76
4.3.4	Ableitung von Eingangsdaten für das Materialmodell mod. MAT_075	76
4.4	Simulationsergebnisse und Diskussion des Materialmodells mod. MAT_075	80
4.5	Transversal isotropes Materialmodell mit mehrflächiger Fließbedingung (tiM)	87
4.5.1	Entwicklung des Materialmodells tiM	87
4.5.2	Implementierung des Materialmodells tiM	100
4.5.3	Funktionsprüfung des Materialmodells tiM	102
4.5.4	Ableitung von Eingangsdaten für das Materialmodell tiM	103
4.6	Simulationsergebnisse und Diskussion des Materialmodells tiM	105
4.6.1	Nachrechnung von Druckversuchen an Fichtenholzproben	107
4.6.2	Beispielhafte Anwendung des Materialmodells tiM im Fallversuch	114
4.7	Zusammenfassende Diskussion	120
5	Zusammenfassung und Ausblick	125
A	Anhang	131
A.1	Tensor- und Matrixschreibweise	131
A.2	Übersicht über die Druckversuche	132
A.3	Temperaturmessung an einer temperierten Probe	134
A.4	Versuchsaufbau zur Abschätzung des Reibkoeffizienten	136
A.5	Vollständige Darstellung der Ergebnisse der Druckversuche	137
A.6	Numerische Funktionsprüfung des Materialmodells mod. MAT_075	142
A.7	Übersicht über die Eingangsdaten des FE-Modells der Druckversuche	145
A.8	Herleitung der Festigkeitsvektoren für Zug und Schub (tiM)	146
A.9	Herleitung der Fließvektoren für Zug und Schub (tiM)	148
A.10	Detaillierte Struktur des Materialmodells tiM	149
A.11	Numerische Funktionsprüfung des Materialmodells tiM	152
A.12	Übersicht über die Eingangsdaten des Materialmodells tiM	157
A.13	Übersicht über die Eingangsdaten des FE-Fallversuchmodells	158
	Abkürzungen und Symbole	161
	Abbildungsverzeichnis	169
	Tabellenverzeichnis	171
	Publikationen im Zuge der Arbeit	173
	Literaturverzeichnis	175

1 Einleitung und Ziel der Arbeit

Bei der Beurteilung der Sicherheit von technischen Bauteilen und Komponenten hat die rechnerische Modellierung der eingesetzten Materialien einen hohen Stellenwert. Die Materialmodelle müssen das physikalische Verhalten des jeweiligen Materials ausreichend gut abbilden. Nur dann ist es möglich, Beanspruchungen zu bewerten, die bei Normalbetrieb oder Unfallsituationen eines Bauteils auftreten. Die Entwicklung solcher Materialmodelle erfordert einen hohen experimentellen und analytischen Aufwand: In Form experimenteller Untersuchungen muss das Material zunächst hinsichtlich seines (z. B. mechanischen oder thermischen) Verhaltens charakterisiert werden; auf dieser Grundlage muss anschließend ein Materialmodell entwickelt werden, das das ermittelte charakteristische Verhalten rechnerisch hinreichend genau abbilden kann.

1.1 Zielsetzung

Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Bereitstellung eines Finite-Elemente- (FE-) Materialmodells, das das Materialverhalten von Fichtenholz unter dynamischen Drucklasten und bei großen Stauchgraden darstellen kann. Im Rahmen dieser Arbeit soll das Modell die realitätsnahe Simulation von holzgefüllten Stoßdämpfern von Transportbehältern für radioaktive Stoffe beim ausschlaggebenden freien Fall aus 9 m Höhe auf ein unnachgiebiges Fundament ermöglichen. Zur Verfolgung dieses Ziels soll nach folgender Strategie vorgegangen werden, siehe auch Abbildung 1.1:

1. Zunächst sollen anhand gängiger Stoßdämpferkonstruktionen die Hauptbelastungsart und die Randbedingungen der Holzfüllung abgeleitet werden. Das Material Fichtenholz soll dann hinsichtlich dieser Belastung charakterisiert werden. Dazu soll der aktuelle Kenntnisstand zum Materialverhalten aufbereitet und mit Hilfe der erforderlichen experimentellen Untersuchungen erweitert werden.
2. Anschließend soll ein FE-Materialmodell zur Verfügung gestellt werden, das die ermittelte Charakteristik von Fichtenholz abbilden kann. Auch hier soll der Stand von Wissenschaft und Technik aufbereitet und um ein geeignetes Modell ergänzt werden. Das Modell soll mit Hilfe von Plausibilitätsbetrachtungen und Rechnungs-Messungs-Vergleichen bewertet werden.
3. Die Fähigkeit des erstellten Materialmodells, reale Belastungssituationen von Bauteilen abzubilden, soll untersucht werden. Dazu soll ein FE-Behältermodell mit holzgefüllten Stoßdämpfern erstellt und ein ausschlaggebender 9 m-Fallversuch berechnet werden.
4. Durch einen Vergleich der Simulationsergebnisse mit den Ergebnissen eines realen Fallversuchs sollen Rückschlüsse zur Qualität des Materialmodells gezogen und Verbesserungsmöglichkeiten aufgezeigt werden.

Ein nach diesem Vorgehen entwickeltes und verifiziertes Materialmodell kann zukünftig zur belastbaren Vorausberechnung und Bewertung von Aufprallsituationen von Transportbehältern für radioaktive Stoffe, die mit holzgefüllten Stoßdämpfern ausgestattet sind, herangezogen werden.

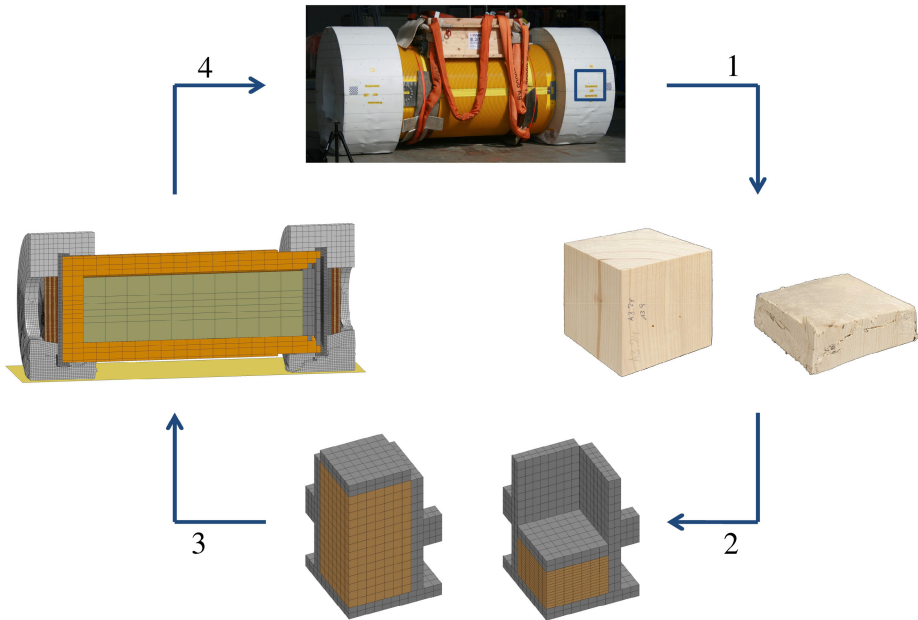


Abbildung 1.1: Strategie zur Entwicklung und Bewertung eines FE-Materialmodells für Fichtenholz zur Simulation holzgefüllter Stoßdämpfern (am Beispiel eines Testbehälters der GESELLSCHAFT FÜR NUKLEAR-SERVICE MBH, GNS)

1.2 Gliederung der Arbeit

Die zum Verständnis der Arbeit erforderlichen Grundlagen werden in Kapitel 2 dargestellt. Der bei dieser Arbeit im Hintergrund stehende Themenkomplex der Transportbehälter für radioaktive Stoffe wird in Abschnitt 2.1 erläutert. Dabei wird auch die dominierende Belastungsart von Holz im Stoßdämpfer abgeleitet. Anschließend wird das Material Holz in seinem strukturellen Aufbau und seinem allgemeinen mechanischen Verhalten in Abschnitt 2.2 beschrieben. Kontinuumsmechanische Grundlagen und Grundzüge der Finite-Elemente-Methode werden in den Abschnitten 2.3 und 2.4 zusammengestellt.

Die experimentellen Untersuchungen, die zur Charakterisierung des Verhaltens von Fichtenholz unter Druckbelastung durchgeführt wurden, werden in Kapitel 3 behandelt. In Abschnitt 3.1 wird zunächst der aktuelle Kenntnisstand anhand in der Fachliteratur publizierter Untersuchungen aufgearbeitet. Mit der Probenspezifikation und den Prüferichtungen werden in Abschnitt 3.2 das verwendete Material und die Methoden beschrieben. Fichtenholz wird schließlich mit der Darstellung und Diskussion der Versuchsergebnisse in Abschnitt 3.3 bezüglich dynamischer Drucklasten charakterisiert.

Die rechnerische Modellierung von Fichtenholz unter Druckbelastung wird in Kapitel 4 behandelt. In Abschnitt 4.1 wird zunächst der Stand von Wissenschaft und Technik anhand relevanter Materialmodelle beschrieben. Die Entwicklung, Anwendung und Rechenergebnisse zweier aufeinander aufbauender Materialmodelle werden in den Abschnitten 4.2 bis 4.6 geschildert. Anhand von Rechnungs-Messungs-Vergleichen und Plausibilitätsbetrachtungen erfolgt dabei eine Bewertung der Modelle.

Die Arbeit wird in Kapitel 5 zusammenfassend dargelegt und weiter zu erforschende Felder und Perspektiven werden aufgezeigt.

2 Grundlagen

In diesem Kapitel werden die für das Verständnis der Arbeit erforderlichen Grundlagen bereitgestellt.

Das der Arbeit zugrunde liegende Thema der Transportbehälter für radioaktive Stoffe wird in Abschnitt 2.1 vorgestellt. Die sicherheitstechnischen Anforderungen an Transportbehälter für hochradioaktive Stoffe sowie die Nachweisführung werden erläutert. Verschiedene Stoßdämpferbauformen für Transportbehälter werden gezeigt. Schließlich werden die in dieser Arbeit zu berücksichtigenden Belastungen und Randbedingungen für die Stoßdämpferbauform „holzgefüllte Stahlblechkonstruktion“ abgeleitet. Anschließend wird in Abschnitt 2.2 das Material Fichtenholz bezüglich seiner Struktur beschrieben und sein allgemeines mechanisches Verhalten sowie Einflussparameter darauf werden aufgezeigt. Grundlagen der Kontinuumsmechanik werden in Abschnitt 2.3 dargestellt. Deformationsmaße, Verzerungsmaße und Spannungsmaße werden erläutert. Bilanzgleichungen werden aufgestellt, die diese Größen miteinander verknüpfen. Die Möglichkeiten der Materialmodellierung mittels konstitutiver Materialgleichungen und das Prinzip der virtuellen Arbeit werden dargestellt. Den Abschluss des Kapitels bildet eine Beschreibung der Grundlagen der Finite-Elemente-Methode in Abschnitt 2.4. Die örtliche und zeitliche Diskretisierung eines kontinuumsmechanischen Anfangsrandwertproblems und dessen numerische Lösung werden zusammengefasst.

2.1 Transport- und Lagerbehälter für radioaktive Stoffe

Im Zuge der Entsorgung von Kernkraftwerken und der Rücknahme von Abfällen aus der Wiederaufarbeitung finden in Deutschland Transporte von abgebrannten Brennelementen und anderem hochradioaktiven Material statt. Für den Transport und die anschließende mehrjährige Zwischenlagerung solcher radioaktiven Stoffe kommen sogenannte Transport- und Lagerbehälter zum Einsatz. Die Behälter werden im Kernkraftwerk bzw. in der Wiederaufarbeitungsanlage beladen, zum Zwischenlager transportiert, dort untergebracht und erst nach dem Transport zu einer zukünftigen Endlagerstätte wieder entladen. Über einen langen Zeitraum müssen sie den sicheren Einschluss, die Unterkritikalität, die Abschirmung sowie die Abfuhr der Wärme des Inhalts gewährleisten. Für weitere Informationen bezüglich der Nutzung der Kernenergie, des Rückbau- und Lagerkonzeptes sowie der notwendigen Transporte in Deutschland wird auf entsprechende Literatur verwiesen, z. B. [Bfs08, Ric12, TS12, Vol07].

Anforderungen an die Sicherheit des Transports radioaktiver Stoffe wurden von der INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY (IAEA) entwickelt und finden sich in den Empfehlungen SSR-6 [IAE12] wieder. Ergänzende Hinweise zum SSR-6 sind in TS-G-1.1 [IAE08] dokumentiert. Diese Sicherheitsanforderungen der IAEA werden in die internationalen Übereinkommen ADR [ADR11] (Verkehrsträger Straße), RID [RID08] (Schiene), ADN [ADN10] (Binnenschiff) und IMDG [IMD06] (See) überführt^{2.1}. Die Umsetzung in deutsches Recht erfolgt schließlich über das Gefahrgutbeförderungsgesetz GGBefG [GGB09] in den Gefahrgutverordnung GGVSEB [GGV13] (Verkehrsträger Straße, Schiene und Binnenschiff) und GGVSee [GGV11] (See). Die Handhabung und die Lagerung von Behältern innerhalb kerntechnischer Anlagen unterliegen dem Atomgesetz [AtG08].

^{2.1}Allerdings basieren diese noch auf der vorherigen Ausgabe der IAEA TS-R-1 [IAE09].

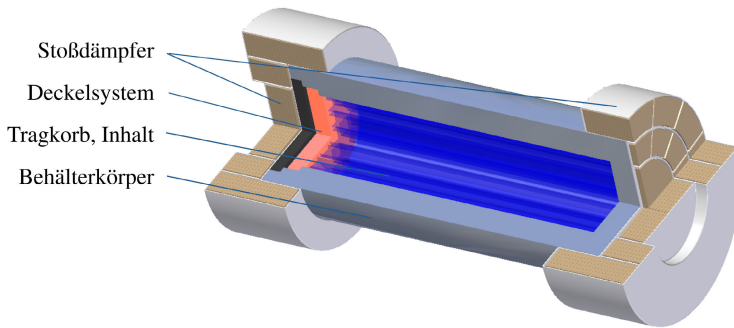


Abbildung 2.1: Beispielhafter Transport- und Lagerbehälter für abgebrannte Brennelemente in der Transportkonfiguration (Skizze)

Abhängig von der Aktivität des Inhalts werden in [IAE12] freigestellte, Industrie-, Typ A-, Typ B- und Typ C-Versandstücke^{2,2} unterschieden. Typ B-Behälter unterliegen dabei, mit Ausnahme der für den Lufttransport zugelassenen Typ C-Behälter, den höchsten Sicherheitsanforderungen.

Transport- und Lagerbehälter für abgebrannte Brennelemente und Abfälle aus Wiederaufarbeitungsanlagen werden von der IAEA aufgrund der hohen Aktivität ihres Inhalts als solche Typ B-Behälter kategorisiert. Sie bestehen meist aus Behälterkörper, Deckelsystem, Tragkorb, Lastanschlagpunkten und Stoßdämpfern. Das Deckelsystem besteht in Deutschland aus einem Primär- und einem Sekundärdeckel, was eine Dichtungsüberwachung durch Kontrolle des Zwischenraumdrucks während der Zwischenlagerung ermöglicht. Der Tragkorb dient der Positionierung des Inhalts und muss dessen unterkritische Anordnung gewährleisten. Abbildung 2.1 zeigt den Schnitt durch eine beispielhafte Konstruktion eines Typ B-Behälters. Folgende Werkstoffe kommen zum Einsatz, siehe z. B. NEUMANN ET AL. [NBS⁺12]: Der Behälterkörper wird in der Regel aus duktilem Gusseisen oder einer geschweißten Schmiedestahlkonstruktion gefertigt. Die Deckel sowie die Lastanschlagpunkte bestehen üblicherweise aus martensitischem Edelstahl und werden mit dem Behälterkörper verschraubt. Für die Dichtungen kommen Elastomere und Metalle (Aluminium- oder silberummantelte Dichtungen mit Federkern) zum Einsatz. Der Tragkorb besteht aus Stahl- oder Aluminiumbauteilen, die zur Neutronenabsorption oft mit Bor legiert werden. Zur Neutronenabsorption werden außerdem Harze oder Kunststoffe eingesetzt, die z. B. in Bohrungen im Behälterkörper untergebracht werden. Alpha-, Beta- und Gammastrahlung wird vom dickwandigen Behälterkörper und dem Deckelsystem absorbiert. Die Stoßdämpfer sind während des Transports am Behälter befestigt. Werkstoffe und Bauformen für die Stoßdämpfer werden im Abschnitt 2.1.2 noch detaillierter betrachtet. Typ B-Behälter sind bis zu ca. 6 m lang und bis zu ca. 125 t schwer (ohne Stoßdämpfer), die Restwärmeleistung des Inhalts beträgt zum Teil noch ca. 40 kW, siehe RICHTER [Ric12] und STEINWARZ, HÜGGENBERG & WARNKE [SHW06].

2.1.1 Anforderungen und Nachweisführung

Die für den Transport von Typ B-Behältern maßgeblichen Anforderungen [IAE12] definieren drei verschiedene zu berücksichtigende Beförderungsbedingungen. Bei den sogenannten Routine-Beförderungsbedingungen wird unterstellt, dass ein Transport ohne Zwischenfälle

^{2,2}Der Begriff „Versandstück“ steht für den Behälter inklusive des radioaktiven Inhalts. Im Folgenden wird dafür vereinfachend der Begriff „Behälter“ verwendet.

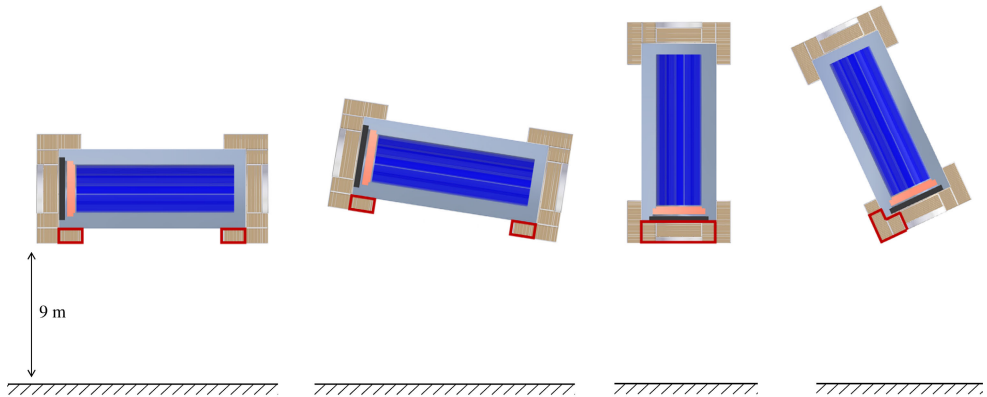


Abbildung 2.2: Verschiedene 9m-Fallpositionen, von links nach rechts: Horizontalfall, Slap-Down-Fall, Vertikalfall, Kantenfall. Hauptbeanspruchte Stoßdämpferbereiche rot gekennzeichnet

verläuft und nur Belastungen aus z. B. Kranhandhabungen oder Streckenunebenheiten entstehen. Bei den sogenannten normalen Beförderungsbedingungen werden kleine Zwischenfälle wie ein Fall des Behälters aus kleiner Höhe berücksichtigt. Die sogenannten Unfall-Beförderungsbedingungen sollen Beanspruchungen, die bei einem Transportunfall auftreten können, abdecken. Um ein Unfallszenario möglichst allgemein abzudecken, werden von der IAEA verschiedene mechanische Prüfungen (Fall- und/oder Quetschprüfungen) vorgeschrieben, die vom Behälter in Kombination mit einer thermischen Prüfung (umhüllendes Feuer) und einer davon unabhängigen Wassertauchprüfung ertragen werden müssen. Ein üblicher Prüfungsumfang hat folgende Bestandteile:

- Mechanische Prüfungen
 - Freier Fall aus 9 m Höhe auf ein unnachgiebiges Fundament. Der Behälter muss dabei aus der Position fallen gelassen werden, die zum größtmöglichen Schaden führt. Übliche Positionen beim 9 m-Fall sind der Horizontalfall, der Slap-Down-Fall, der Vertikalfall und der Kantenfall, siehe auch Abbildung 2.2.
 - Freier Fall aus 1 m Höhe auf einen Stahldorn des Durchmessers 150 mm. Die Länge des Dorns wird so bestimmt, dass sie zum größtmöglichen Schaden führt (minimale Länge 200 mm).
- Thermische Prüfung (nachfolgend)
 - Umhüllendes Feuer (Durchschnittstemperatur mindestens 800 °C) über eine Dauer von 30 min.
- Wassereindringprüfungen (unabhängig)
 - 15 m Wassertiefe über eine Dauer von mindestens 8 h.
 - 200 m Wassertiefe über eine Dauer von mindestens 1 h (bei Inhalt mit hoher Aktivität).

Um zu demonstrieren, dass gängige Typ B-Behälter auch Unfallbedingungen standhalten, die weniger idealisiert sind und zum Teil auch über die Anforderungen der IAEA hinausgehen, wurden bereits diverse experimentelle und rechnerische Studien durchgeführt. Eine übersichtliche Darstellung dieser Studien findet sich bei DROSTE [Dro07].

Für die vorliegende Arbeit sind hauptsächlich die mechanischen Belastungen aus dem 9 m-Fall der Unfall-Beförderungsbedingungen relevant, da die Stoßdämpfer hier sehr hohe Energien absorbieren müssen. Bei der Fallprüfung müssen auch thermische Randbedingungen berücksichtigt werden: Die minimal anzunehmende Umgebungstemperatur beträgt -40°C , die maximale 38°C . Die Temperaturen der Behälterbauteile resultieren aus der Restwärmeleistung des Behälterinhaltes kombiniert mit den Umgebungstemperaturen.

Für die Nachweisführung können nach der IAEA vier Methoden herangezogen werden:

- Prüfungen mit Prototypen oder Mustern des Behälters. Dabei soll ein Ersatzinhalt verwendet werden, der den realen Inhalt möglichst gut nachbildet.
- Verweis auf bereits erfolgreiche Prüfungen mit ähnlichen Behältern.
- Prüfungen mit sinnvoll skalierten Modellen des Behälters, wobei die Erfahrung vorhanden sein muss, dass die Ergebnisse zur Auslegung herangezogen werden können.
- Berechnungen oder argumentative Betrachtungen, solange die Berechnungsmethoden belastbar und konservativ sind.

Diese Methoden können kombiniert werden, um die Einhaltung der Anforderungen der IAEA nachzuweisen. So ist es meist sinnvoll, ein numerisches Modell anhand von Fallprüfungen eines realen Behälters zu verifizieren. Das Modell kann dann herangezogen werden, um Szenarien zu untersuchen, die experimentell nur schwer realisierbar sind. Im rechnerischen Modell können auch Ergebnisgrößen betrachtet werden, die am realen Behälter messtechnisch nicht erfassbar sind (z. B. Spannungen in der Behälterwandung). Es existieren einige Richtlinien bezüglich der Erstellung numerischer Modelle von Transport- und Lagerbehältern für radioaktive Stoffe, wie z. B. die BAM-GGR 008 [BAM03] und der TCSC 1087 [TCS07].

Nach §8 GGvSEB [GGV13] ist die BUNDESANSTALT FÜR MATERIALFORSCHUNG UND -PRÜFUNG (BAM) in Deutschland die zuständige Behörde für die Bauartprüfung von Typ B-Behältern. Einen Überblick über die Aufgaben der BAM im Zuge der Bauartprüfung geben WILLE ET AL. [WDK⁺07]. Unter anderem zählen die Prüfungen der mechanischen und thermischen Auslegung, des dichten Einschlusses des Inhalts und der qualitätssichernden Maßnahmen bei Herstellung, Betrieb und Wartung von Typ B-Behältern zu den Aufgaben der BAM. Unter Berücksichtigung der Ergebnisse der Bauartprüfung der BAM ist das BUNDESAMT FÜR STRAHLENSCHUTZ (BFS) zuständig für die Prüfung der Abschirmung und Kritikalitätssicherheit und schließlich für die Zulassung von Typ B-Behältern (§11 GGvSEB).

2.1.2 Stoßdämpferbauformen

Um die Belastungen auf den Behälterkörper und das Deckelsystem insbesondere bei Unfall-Beförderungsbedingungen zu minimieren, ist der Behälter beim Transport in der Regel mit Stoßdämpfern ausgestattet. Durch die Material- und Bauteileigenschaften können die mechanischen Eigenschaften der Stoßdämpfer beeinflusst werden. Wünschenswert ist eine hohe Energieabsorption bei geringen Kraftniveaus („weiche“ Stoßdämpfer). Zu beachten sind allerdings auch bauliche Randbedingungen wie die zulässigen Lichtraumprofile beim Transport oder Annahmebedingungen in kerntechnischen Anlagen, die die Abmaße der Stoßdämpfer einschränken und somit eher zu „harten“ Stoßdämpfern führen.

Es existieren viele verschiedene Bauformen von Stoßdämpfern für Typ B-Behälter: Abbildung 2.3 links zeigt den CASTOR[®] HAW 28 M der GESELLSCHAFT FÜR NUKLEAR-SERVICE MBH (GNS). Er ist unter anderem mit drei Ringstoßdämpfern aus massivem Aluminium versehen, die den Behälter vor allem beim Horizontalfall schützen sollen (siehe auch WILLE

ET AL. [WDM⁺10]). Eine andere gängige Stoßdämpferbauform ist eine Struktur aus verschweißten Stahlblechkapseln, die mit stoßdämpfendem Material gefüllt sind. Solche Stoßdämpfer werden meist am deckel- und bodenseitigen Ende des Behälters angebracht, Abbildung 2.3 rechts. Sie sollen den Behälterkörper grundsätzlich beim 9m-Fall schützen. Als stoßdämpfendes Material werden unter anderem Metallschäume (z. B. Aluminiumschäume, siehe MAJI, SATPATHI & DONALD [MSD92]) und organische Schäume (z. B. Polyurethanschäume, siehe PATEL & STOJKO [PS10] und KASPAREK ET AL. [KZS⁺11]) verwendet. In Deutschland wird hauptsächlich Fichtenholz als stoßdämpfendes Material bei Typ B-Behältern eingesetzt, siehe NEUMANN [Neu09]. Die Gründe für die Verwendung von Fichtenholz sind vielfältig; sicherlich spielen die gute Verfügbarkeit und die hohe spezifische Energieabsorptionsfähigkeit, die eine relativ kompakte Bauweise der Stoßdämpfer erlaubt, eine Rolle. Die Nachteile von Fichtenholz liegen vor allem in der großen Streubreite der Materialparameter und der Anisotropie des Materials. So sind hohe Sicherheitsmargen erforderlich und die Beschreibung des mechanischen Verhaltens ist komplex. Weitere Stoßdämpferbauformen kommen innerhalb kerntechnischer Anlagen vor, wo die am Behälter befestigten Stoßdämpfer entfernt werden. Meist werden auf dem Boden platzierte oder in den Boden eingelassene Stoßdämpferelemente eingesetzt, wie z. B. Beton-Polystyrol-Verbunde („Dämpferbeton“, siehe z. B. KASPAREK ET AL. [KVS⁺12]). In dieser Arbeit soll auf die für den Transport in Deutschland relevante Bauform „holzgefüllte Stahlblechkonstruktion“ fokussiert werden.



Abbildung 2.3: CASTOR[®] HAW 28 M mit massiven Aluminium-Ringstoßdämpfern und blechummantelten Holzstoßdämpfern (links, Foto: GNS); CASTOR[®] KNK mit blechummantelten Holzstoßdämpfern (rechts, Foto: DROSTE)

2.1.3 Schlussfolgerungen

Das Ziel dieser Arbeit ist es, das mechanische Verhalten von Fichtenholz für die Anwendung im Stoßdämpfer zu charakterisieren und zu modellieren. Aus den vorangegangenen Abschnitten können Randbedingungen abgeleitet werden, die in den experimentellen und numerischen Untersuchungen dieser Arbeit eingehalten bzw. untersucht werden sollen:

- Die maßgebliche Belastung resultiert aus dem freien Fall aus 9m Höhe auf ein unantriebiges Fundament. Die Geschwindigkeit beim Aufprall beträgt ca. $13,3 \text{ m/s}$ und nimmt im Laufe des Stoßvorganges ab bis auf schließlich $0,0 \text{ m/s}$. Bei gängigen Stoßdämpferkonstruktionen resultiert dieser Stoßvorgang in Dehnraten des Holzes von bis zu ca. $50,0 \text{ 1/s}$.
→ *Der Dehnratenbereich von $0,0 \text{ 1/s}$ bis mindestens $50,0 \text{ 1/s}$ soll abgedeckt werden*^{2,3}.

^{2,3}Bzw. eine quasistatische Referenzdehnraten soll zur Annäherung an $0,0 \text{ 1/s}$ gewählt werden.

- Holz besitzt anisotrope Materialeigenschaften, wodurch sich das mechanische Verhalten abhängig vom Aufprallwinkel ändert. Beim 9 m-Fall werden zudem für gewöhnlich verschiedene Fallorientierungen betrachtet.
→ *Die Anisotropie des Materials soll berücksichtigt werden.*
- Die von der IAEA [IAE12] festgelegten zu berücksichtigenden Umgebungstemperaturen führen zusammen mit der möglichen Restwärmeleistung des Behälterinhalts zu Stoßdämpfertemperaturen von $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ bis ca. $90\text{ }^{\circ}\text{C}$.
→ *Temperaturen von $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ bis $90\text{ }^{\circ}\text{C}$ sollen berücksichtigt werden.*
- Beim Aufprallvorgang erfährt das Holz eine Druckbelastung. Das Holz kann sich dabei aufgrund der Blechkapselung seitlich grundsätzlich nicht frei ausdehnen. In Abbildung 2.4 ist ein lokales Ausbeulen der Blechkapselung eines repräsentativen Stoßdämpfers nach einem 9,3 m-Horizontalfall zu erkennen, das dem Holz ein bedingtes seitliches Ausdehnen ermöglicht. Im Stoßdämpfer sind also aufgrund der deformierbaren Blechkapselung unterschiedliche Grade der seitlichen Stützung vorhanden.
→ *Druck soll die maßgebliche Belastung sein.*
→ *Der Effekt einer seitlichen Stützung soll untersucht werden.*
- In Abbildung 2.4 ist ebenfalls zu erkennen, dass die Deformationen des Stoßdämpfers im Aufprallbereich groß sind. Bei manchen Fallorientierungen können lokal Stauchgrade von ca. 65 % auftreten^{2,4}.
→ *Die untersuchten Stauchgrade sollen mind. 65 % betragen.*
- Die Maßnahmen zur Qualitätssicherung bei der Fertigung der Stoßdämpfer sind umfangreich. Die Holzeigenschaften Feuchtegehalt, Rohdichte und Ästigkeit werden in engen Grenzen gehalten. Durch ein luftdichtes Verschweißen der Stahlblechkapselung wird außerdem einem Feuchteverlust vorgebeugt. Eine für in Deutschland zugelassene Stoßdämpferbauformen repräsentative Holzart ist Fichtenholz (PICEA ABIES).
→ *Fichtenholz mit repräsentativen Eigenschaften soll verwendet werden.*

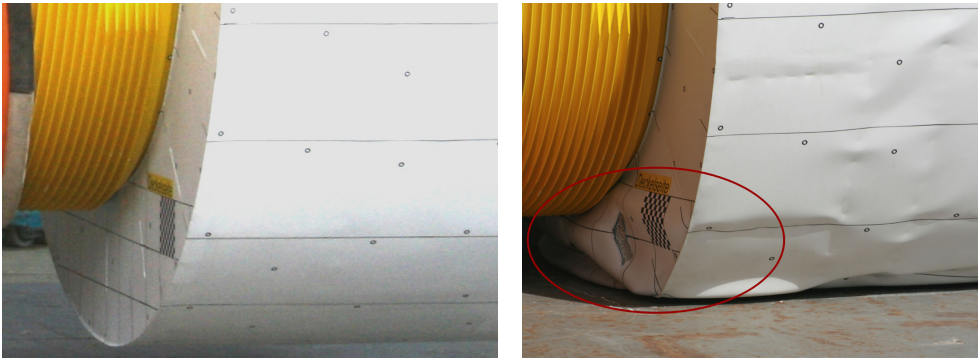


Abbildung 2.4: Aufprallbereich des deckelseitigen Stoßdämpfers eines Testbehälters der Firma GNS vor (links) und nach 9,3 m-Horizontalfall (rechts)

Die Berücksichtigung aller genannten Parameter erfordert umfangreiche experimentelle und numerische Untersuchungen, was auch von WEIGL, PITTERICH & MEISWINKEL [WPM11] und NEUMANN [Neu09] betont und in den Kapiteln 3 und 4 diskutiert wird.

^{2,4}Der Stauchgrad berechnet sich nach $1 - V/V_0$, wobei V das Volumen des gestauchten Körpers und V_0 das Ursprungsvolumen ist.

2.2 Das Material Fichtenholz

HÜTTEMANN [Hut89] berichtet, dass durch die Schaffung des geregelten Waldbaus Mitte des 19. Jahrhunderts die „zielgerechte Züchtung besonderer Holzsorten für die verschiedensten Anwendungsgebiete“ begann und „Holz [...] mehr und mehr zum Rohstoff auch für bis dahin unbekanntere Verwertungsmöglichkeiten“ wurde. Er betont auch die Einsatzmöglichkeiten, wenn Holz „mit Erfindungsreichtum, Ingenieurwissen und den Ergebnissen aus der Forschung aufgewertet wird“. KOLLMANN schildert bei KISSER ET AL. [KYF⁺67] einen weiteren starken Anstieg der Holzforschung zu Beginn des 20. Jahrhunderts mit der Gründung des US FOREST PRODUCTS LABORATORY (FPL). Er schreibt dabei über sich selbst: „[...] he was fascinated by the fact that wood research was no longer a branch of forest research or utilization. It had, in fact, become wood science now.“

Die wissenschaftliche Betrachtung des Materials Holz hat sich seitdem rasant entwickelt. Der folgende Abschnitt gibt auf Basis der vorhandenen wissenschaftlichen Betrachtungen einen Überblick über das Material Fichtenholz^{2,5}. Es wird auf die Struktur und auf die mechanischen Eigenschaften eingegangen. Für weiterführende Literatur wird bereits an dieser Stelle auf KOLLMANN [Kol82], NIEMZ [Nie93], DINWOODIE [Din00] und das *Wood Handbook* des FOREST PRODUCTS LABORATORY [FPL10] verwiesen.

Nach SCHÜTT [Sch04] ist die gemeine Fichte (*PICEA ABIES*), Abbildung 2.5, eine mitteleuropäische Pflanzenart in der Familie der Kieferngewächse (*PINACEAE*) und gehört damit zur Ordnung der Koniferen (*CONIFERALES*, Nadelbäume). Sie ist mit fast 30 % Waldflächenanteil die häufigste Baumart in Deutschland.



Abbildung 2.5: Links: Gemeine Fichte (*PICEA ABIES*, Foto: PRAZAK); rechts: eingeschlagener Fichtenstamm (Foto: Landratsamt Tübingen, Abteilung Forst)

^{2,5}Einige Fakten beziehen sich auf Holz oder Nadelholz im Allgemeinen, worauf durch die Verwendung der Begriffe „Holz“ oder „Nadelholz“ hingewiesen wird.

2.2.1 Struktur

Die Struktur von Holz wird wesentlich in die Makrostruktur, die Mikrostruktur und die Submikrostruktur unterteilt. Die Holzeigenschaften werden durch Merkmale aller drei dieser Strukturebenen maßgeblich beeinflusst. Auf den molekularen Aufbau und die chemische Zusammensetzung wird in diesem Abschnitt nicht weiter eingegangen, Details dazu finden sich bei DINWOODIE [Din00]. Zur im Folgenden verwendeten Terminologie siehe auch DIN EN 844, insbesondere die Teile 1, 2, 3, 4, 8 und 9 [DIN95a, DIN97b, DIN95b, DIN97c, DIN97d, DIN97e, DIN97f].

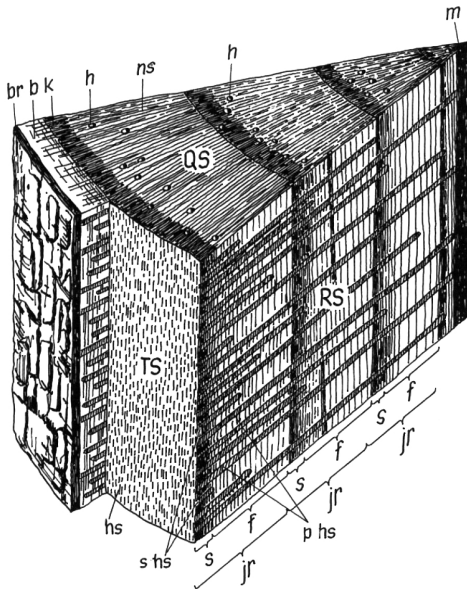
Makrostruktur

Zur Beschreibung der Makrostruktur von Holz dienen üblicherweise die Querschnittfläche (Schnitt durch die Longitudinale), die Tangentialschnittfläche und die Radialschnittfläche. Die Makrostruktur von Nadelholz nach NIEMZ [Nie93] ist in Abbildung 2.6 dargestellt. Sie ist charakterisiert durch die Jahrringe, die zylindrisch um die Markröhre (Wuchssachse des Baumes) angeordnet sind. Die Jahrringe setzen sich aus Frühholz, das großporig ist und im Frühjahr (bzw. während der Wachstumsperiode) gebildet wird, und Spätholz, das kleinporig ist und im Spätjahr gebildet wird, zusammen. Der Jahrringbereich nahe der Markröhre hat bei ausgewachsenen Bäumen nur noch eingeschränkte Funktion und wird Kernholz genannt. Der äußere Jahrringbereich nahe der Borke wird Splintholz genannt, dort findet der Wasser- und Nährstofftransport von den Wurzeln in die Baumkrone statt. Bei Fichtenholz ist das Kernholz farblich kaum vom Splintholz zu unterscheiden. An das Splintholz schließt sich das Kambium an, wo das seitliche Wachstum des Baums stattfindet. Die beiden äußersten Schichten sind der Bast und die Borke (zusammen: Rinde). Im Bast wird die durch Photosynthese gewonnene Glukose von den Blättern zu den Wachstumsbereichen des Baums transportiert. Die Borke gewährleistet mechanischen Schutz und vermindert Verdunstungsverluste. Von der Markröhre aus verlaufen Holzstrahlen, die Transportaufgaben in radialer Richtung übernehmen. Ebenfalls in radialer Richtung und bei Fichtenholz auch in Wachstumsrichtung verlaufen Harzkanäle, durch die Harz an z. B. verletzte Stellen des Kambiums geleitet wird. Die hier beschriebene ungestörte Makrostruktur von Nadelholz kann in der Realität abweichende Elemente wie abzweigende Äste (im Schnittholz als Asteinschlüsse erkennbar) enthalten.

Mikrostruktur

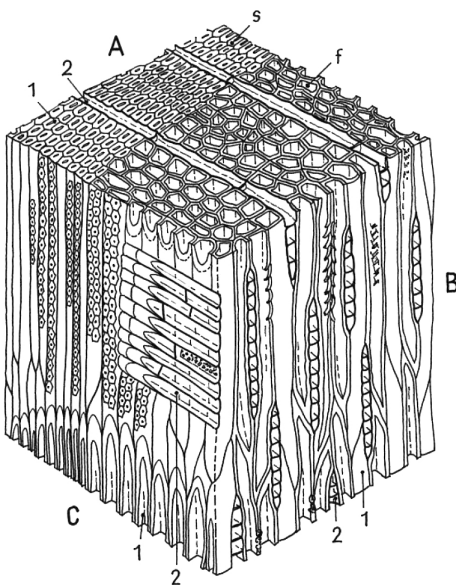
Die Mikrostruktur von Nadelholz nach NIEMZ [Nie93] zeigt Abbildung 2.7. Dargestellt ist der Ausschnitt eines Jahrringes, deutlich zu erkennen sind das großporige Frühholz und das kleinporige Spätholz. Nadelholz besitzt eine ausgeprägte Faserstruktur, die hauptsächlich (zu ca. 90 %) durch die in Wuchsrichtung verlaufenden länglichen Zellen (Tracheiden) und weniger durch die radialen Holzstrahlen ausgemacht wird. Die Tracheiden dienen sowohl dem Transport von Wasser und Nährstoffen als auch der mechanischen Stabilität eines Baumes. Im lebenden Fichtenbaum beträgt der Massenanteil von freiem und gebundenem Wasser bis zu 200 % der Masse des darrtrockenen Holzes^{2,6}. In Nadelholz haben die Tracheiden eine Länge von 2,5 mm bis 7,0 mm. Die Abmessungen des näherungsweise rechteckigen Zellquerschnitts reichen von 17 μm bis 80 μm ; die Zellwanddicke beträgt 2 μm bis 7 μm . Die Dichte des Zellwandmaterials ist bei allen Holzarten ähnlich und beträgt ca. 1500 kg/m^3 .

^{2,6}Holz wird als darrtrocken bezeichnet, wenn keinerlei Wasser mehr im Holz vorhanden ist, siehe auch Abschnitt 2.2.2.



QS	Querschnittfläche
RS	Radialschnittfläche
TS	Tangentialschnittfläche
br	Borke
b	Bast
k	Kambium
h	Harzkanal
hs	Holzstrahl
m	Markröhre
phs	Primärholzstrahl
shs	Sekundärholzstrahl
jr	Jahrring
f	Frühholz
s	Spätholz

Abbildung 2.6: Makrostruktur von Nadelholz nach NIEMZ [Nie93] (schematisch)

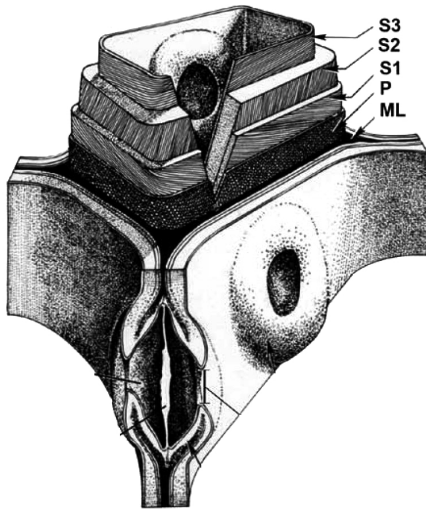


A	Querschnitt
B	Tangentialschnitt
C	Radialschnitt
1	Tracheiden
2	Holzstrahlen
s	Spätholz
f	Frühholz

Abbildung 2.7: Mikrostruktur von Nadelholz nach NIEMZ [Nie93] (schematisch)

Submikrostruktur

Auf Ebene der Submikrostruktur kann Holz als laminarer Verbund beschrieben werden, siehe auch [FPL10]. Abbildung 2.8 zeigt die Submikrostruktur von Holz. Die Zellwand hat die drei Hauptbestandteile Mittellamelle, Primärwand und Sekundärwand, die wiederum aus Zellulose-Mikrofibrillen, Hemizellulose und einer Matrix aus Lignin bestehen. Die Mittellamelle gewährleistet die Verbindung mit der benachbarten Zellwand. In der äußeren Wand der Zelle, der Primärwand, sind die Mikrofibrillen zufällig orientiert. Die Primärwand ist sehr dünn und oft kaum von der Mittellamelle zu unterscheiden. Die innenliegende Sekundärwand besteht wiederum aus drei Schichten: Die äußere Sekundärwand (benachbart zur Primärwand) ist eine dünne Schicht, in der die Mikrofibrillen in einem relativ großen Winkel zur Wuchsrichtung liegen (50 ° bis 70 °). Die Hauptsekundärwand bestimmt maßgeblich die Eigenschaften der Zelle. Sie ist die dickste der Sekundärwände und die Mikrofibrillen liegen in einem relativ kleinen Winkel zur Wuchsrichtung (5 ° bis 30 °). Die innere Sekundärwand ist wie die äußere dünn, die Mikrofibrillen liegen in großen Winkeln zur Wuchsrichtung (> 70 °).



ML	Mittellamelle
P	Primärwand
S1, S2, S3	Sekundärwand

Abbildung 2.8: Submikrostruktur von Holz [FPL10] (schematisch)

2.2.2 Mechanische Eigenschaften

Wie im vorangegangenen Abschnitt dargelegt wurde, ist Fichtenholz ein sehr komplex aufgebautes Material. Es ist inhomogen, anisotrop, porös und kann starke lokale Strukturänderungen wie Asteneinschlüsse enthalten, was eine Charakterisierung des mechanischen Verhaltens erschwert. Im Folgenden werden grundlegende mechanischen Eigenschaften von Fichtenholz dargelegt. Dabei wird Holz als orthotropes Kontinuum angesehen^{2,7}, mit den Materialachsen in paralleler („P“), tangentialer („T“) und radialer („R“) Richtung, entsprechend der eingeführten Schnittflächen. Auf die für die Anwendung im Stoßdämpfer relevanten mechanischen Eigenschaften wird noch einmal detailliert in Kapitel 3 eingegangen.

^{2,7}Voraussetzung für diese Annahme ist eine ausreichende Probengröße (Querschnitt über mehrere Jahrringe), die in den folgenden Betrachtungen vorausgesetzt wird.

Elastisches Materialverhalten

Die Deformation von Holz unter Zug-, Druck- oder Scherbelastung ist bis zu einer gewissen Schwelle annähernd proportional zur Belastungshöhe^{2,8}. Durch Bezug der Last auf die Probenfläche und der Deformation auf die Probenlänge können so linear-elastische Spannungs-Dehnungs-Beziehungen^{2,9} aufgestellt werden. Das HOOKEsche Gesetz (siehe auch Abschnitt 2.3) für Holz in Matrixschreibweise hat dann die Form

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_P \\ \varepsilon_T \\ \varepsilon_R \\ 2\varepsilon_{TR} \\ 2\varepsilon_{PR} \\ 2\varepsilon_{PT} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_P & -\nu_{PT}/E_T & -\nu_{PR}/E_R & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{TP}/E_P & 1/E_T & -\nu_{TR}/E_R & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{RP}/E_P & -\nu_{RT}/E_T & 1/E_R & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G_{TR} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{PR} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{PT} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_P \\ \sigma_T \\ \sigma_R \\ \sigma_{TR} \\ \sigma_{PR} \\ \sigma_{PT} \end{pmatrix}. \quad (2.1)$$

$\sigma_P, \sigma_T, \sigma_R$	Spannung in Richtung P, T, R
$\sigma_{TR}, \sigma_{PR}, \sigma_{PT}$	Schubspannung in Ebene TR, PR, PT
E_P, E_T, E_R	Elastizitätsmodul in Richtung P, T, R
G_{TR}, G_{PR}, G_{PT}	Schubmodul in Ebene TR, PR, PT
$\varepsilon_P, \varepsilon_T, \varepsilon_R$	Dehnung in Richtung P, T, R
$\varepsilon_{TR}, \varepsilon_{PR}, \varepsilon_{PT}$	Schubdehnung in Ebene TR, PR, PT
$\nu_{TR}, \nu_{RT}, \nu_{PR}, \nu_{RP}, \nu_{PT}, \nu_{TP}$	Querkontraktionszahl TR, RT, PR, RP, PT, TP ^{2,10}

Die Ermittlung der Elastizitätsmodule von Holz ist in DIN 52186 [DIN78] beschrieben (Dreipunkt-Biegeprobe). Zur Bestimmung der Elastizitätsmodule im Druckbereich kann auch ein Druckversuch nach DIN 52192 [DIN79c] herangezogen werden. NIEMZ [Nie93] nennt als geeignetes Prüfverfahren zur Ermittlung der Schubmodule von Holz unter anderem die direkte Messung der Schubverformung. Für die Bestimmung der Querkontraktionszahlen schlägt er die Verwendung von Dehnmessstreifen oder optischen Messsystemen vor. In Tabelle 2.1 sind die elastischen Kennwerte von Fichtenholz aufgelistet. Zu beachten ist, dass nicht alle elastischen Konstanten die Forderung von LEMPRIER [Lem68] nach energetischer Konsistenz $|\nu_{ij}| < \sqrt{E_j/E_i}$ erfüllen. Das kann auf die von NIEMZ & CADUFF [NC07] betonten Ergebnisunsicherheiten durch Standort- und Feuchteunterschiede der Proben zurückgeführt werden.

Festigkeitseigenschaften

Als Festigkeit wird die Spannung bezeichnet, bei der sich ein Material erstmals plastisch verformt oder bricht, siehe auch NIEMZ [Nie93]. Typische Kenngrößen sind die Zug-, Druck- und Schubfestigkeiten eines Materials, die im Folgenden erläutert werden.

Die **Zugfestigkeit** von Holz wird nach DIN 52188 [DIN79b] bestimmt, nach der eine längliche Probe in einer Zugprüfmaschine bis zum Bruch belastet wird. Eine Zusammenfassung der Versagensmechanismen bei Zugbelastung findet sich bei GROSSE [Gro05]: Parallel zur Faser belastet verläuft ein Riss im Bereich von Frühholz meist senkrecht zur Lastrichtung („b“ in Abbildung 2.9). Im Bereich von Spätholz allerdings breitet sich ein Riss meist zuerst entlang der Wuchsrichtung bis zum Zellende und erst dann senkrecht zur Belastung aus.

^{2,8}Hier wird die instantane Deformation bei (quasi-)statischer Last betrachtet. Bei länger andauernder oder auch dynamischer Belastung verhält sich Holz viskoelastisch (siehe Abschnitt 2.2.3).

^{2,9}Aufgrund der kleinen Deformationen werden technische Maße verwendet, siehe auch Abschnitt 2.3.

^{2,10}Hier beschreibt der erste Index die Lastrichtung, der zweite Index die resultierende Ausdehnungsrichtung.

Tabelle 2.1: Elastomechanische Kennwerte von Fichtenholz nach NIEMZ [Nie93, NC07]

Elastizitätsmodule [MPa]		Schubmodule [MPa]		Querkontraktionszahlen [1]	
E_P	11990	G_{TR}	40	ν_{TR}	0,335
E_T	420	G_{PR}	600	ν_{RT}	0,640 ^{2.11}
E_R	817	G_{PT}	650	ν_{RP}	0,022
				ν_{PR}	0,376
				ν_{TP}	0,015
				ν_{PT}	0,420

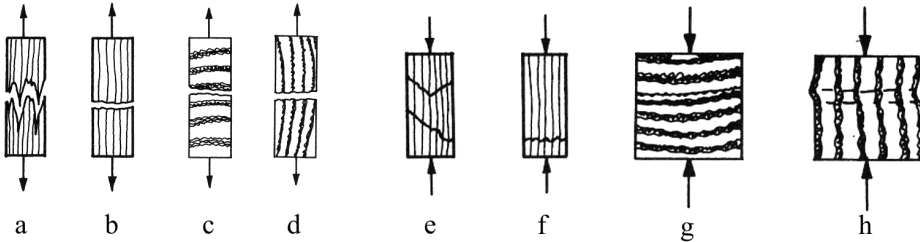


Abbildung 2.9: Typische Versagensbilder bei Ermittlung der Zugfestigkeit (a-d) und Druckfestigkeit (e-h) von Holz (schematisch, nach NIEMZ [Nie93])

So entsteht über die Probenbreite eine sehr unregelmäßige Bruchfläche mit herausstehenden Faserbündeln („a“). Die Probe versagt bei Last in radialer oder tangentialer Richtung spröde, wobei meist ein Riss in Faserrichtung (also senkrecht zur Belastung) zum Versagen der Probe führt („c“, „d“). Die Zugfestigkeit berechnet sich nach DIN 52188 [DIN79b] aus

$$S_t = \frac{F_{max}}{A_{Probe}}. \quad (2.2)$$

S_t	Zugfestigkeit (Index „t“ für <i>tension</i>)
F_{max}	maximale Prüfkraft
A_{Probe}	Querschnittsfläche der Probe

Die **Druckfestigkeit** von Holz wird nach DIN 52185 [DIN76b] (parallel zur Faser) bzw. DIN 52192 [DIN79c] (radiale oder tangentiale Richtung, hier „erweiterte Proportionalitätsgrenze“) bestimmt. Beide Normen schreiben eine rechteckige Probe mit möglichst quadratischem Querschnitt vor, die an einer Druckprüfmaschine belastet wird. POULSEN [PMS⁺97] beschreibt das Druckversagen parallel zur Faser als *incipient kinking* (beginnendes Knicken), das durch lokales Schubversagen in der Mikrostruktur entsteht. GROSSE [Gro05] hingegen führt die Schädigung auf ein Ausknicken der Zellulosefibrillen der Hauptsekundärwände zurück. Es bilden sich zuerst in der Mikroebene lokale „Kinkbänder“, die bei fortschreitender Deformation schließlich auch in der Makrostruktur zu erkennen sind. Die Kinkbänder verlaufen in der Ebene PT zur Faser meist in einem Winkel („e“ in Abbildung 2.9), in der Ebene PR zur Faser hingegen senkrecht zur Faser („f“). Das Druckversagen bei Belastung in radialer Richtung ist geprägt durch ein Kollabieren von Frühholzzellen, die eine

^{2.11}Trotz der Querkontraktionszahl $\nu_{RT} > 0,5$ findet bei radialer Last keine Volumenzunahme statt, da ν_{RP} vergleichsweise klein ist (bei Last in R-Richtung hauptsächlich Ausdehnung in T-Richtung).

geringere Zellwandstärke als Spätholzzellen besitzen (siehe [FPL10]). Es bildet sich ein lokales Schädigungsband über die gesamte Breite der Probe („g“). In tangentialer Richtung findet ein seitliches Wegbiegen der Jahrringstrukturen statt, lokalisiert und über die gesamte Probenbreite („h“). Im Gegensatz zu den anderen Versagensarten kann insbesondere in tangentialer Richtung das Versagen im Kraft-Verformungsverlauf nicht eindeutig zugeordnet werden (glatter Übergang vom elastischen in den plastischen Bereich). Hier, aber auch bei Last in radialer Richtung, wird deshalb der Begriff „erweiterte Proportionalitätsgrenze“ verwendet (siehe DIN 52192 [DIN79c]). Sie ist die Spannung, bei der die Steigung im Spannungs-Dehnungs-Diagramm noch $2/3$ der Steigung der HOOKESchen Geraden beträgt. Die Druckfestigkeit^{2,12} bzw. die erweiterte Proportionalitätsgrenze berechnet sich nach DIN 52185 [DIN76b] bzw. DIN 52192 [DIN79c] aus

$$S_c = \frac{F_{max}}{A_{Probe}} \quad \text{bzw.} \quad S_p = \frac{F_{2/3}}{A_{Probe}}. \quad (2.3)$$

S_c	Druckfestigkeit (Index „c“ für <i>compression</i>)
S_p	erweiterte Proportionalitätsgrenze (Index „p“ für <i>proportional</i>)
$F_{2/3}$	Kraft bei $2/3$ Steigung

Schubversagen kann grundsätzlich in jeder möglichen Ebene auftreten (siehe GUPTA & SINHA [GS12]), also TP, PT, PR, RP, RT und TR. GUPTA & SINHA beschränken das Schubversagen auf drei Gruppen: Schubversagen parallel (RP, TP) und senkrecht (PR, PT) zur Faser sowie Rollschubversagen (RT, TR). Schubversagen senkrecht zur Faser tritt nach GUPTA & SINHA [GS12] kaum auf, da dort hohe Festigkeiten vorliegen und vor Erreichen dieser bereits Versagen aufgrund anderer, überlagerter Belastung eintritt. Relevant ist somit zum einen das Schubversagen parallel zur Faser, bei dem Fasern in Faserrichtung aufeinander abgleiten. Zum anderen tritt Rollschubversagen auf, wobei Fasern senkrecht zur Faserrichtung aufeinander „abrollen“. Zur Bestimmung der Schubfestigkeit wird nach DIN 52187 [DIN79a] ein würfelförmiger Prüfkörper über eine Schubvorrichtung belastet, die in eine Druckprüfmaschine eingesetzt ist. Die Schubfestigkeit berechnet sich dann aus

$$S_s = \frac{F_{max}}{A_{Probe}}. \quad (2.4)$$

S_s	Schubfestigkeit (Index „s“ für <i>shear</i>)
-------	---

In Tabelle 2.2 sind die eben diskutierten Festigkeitswerte für Fichtenholz aufgeführt.

Tabelle 2.2: Festigkeitskennwerte von Fichtenholz nach NIEMZ & CADUFF [NC07] (*) und WAGENFÜHR & SCHOLZ [WS08] (**)

Zugfestigkeiten (*) [MPa]	Druckfestigkeiten (**) [MPa]	Schubfestigkeiten (**) [MPa]
$S_{t,P}$ 82,6	$S_{c,P}$ 43,0	$S_{s,TP}$ (nicht untersucht)
$S_{t,R}$ 4,0	$S_{c,R}$ 3,4	$S_{s,PT}$ 9,9
$S_{t,T}$ 3,0	$S_{c,T}$ 4,0	$S_{s,PR}$ 8,7
		$S_{s,RP}$ (nicht untersucht)
		$S_{s,RT}$ 2,8
		$S_{s,TR}$ 2,5

^{2,12}Im weiteren Verlauf dieser Arbeit wird auch der Begriff „Bruchkraft“ verwendet. Die Bruchkraft F_c entspricht der Kraft F_{max} bei Erreichen der Druckfestigkeit.

2.2.3 Einflussgrößen auf die mechanischen Eigenschaften

Im Folgenden werden Umgebungsbedingungen und Holzeigenschaften aufgeführt, die Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften von Holz haben. Sie hängen meist eng mit der Submikro-, Mikro- und Makrostruktur von Holz zusammen.

Faser-Last-Richtung Als näherungsweise orthotropes Material hat Holz in den Richtungen parallel, radial und tangential zur Faser unterschiedliche zu berücksichtigende Eigenschaften. Insbesondere unterscheiden sich die Materialeigenschaften zwischen den Richtungen parallel und radial bzw. parallel und tangential zur Faser deutlich, während sich die Eigenschaften in den Richtungen radial und tangential zur Faser ähneln, siehe GIBSON & ASHBY [GA97]. Holz wird deshalb häufig als transversal isotropes Material mit den Hauptrichtungen parallel und senkrecht zur Faser betrachtet, siehe z. B. MURRAY [Mur07] oder BUTLER [But94]. Die Festigkeitseigenschaften von Fichtenholz, das in verschiedenen Winkeln θ zwischen den Richtungen parallel und senkrecht zur Faser belastet wird^{2,13}, untersuchte als einer der ersten HANKINSON [Han21]. Er beschreibt die Zug- und Druckfestigkeiten von Fichtenholz unter einem spitzen Winkel θ zur Faser mit

$$S_{ct,\angle} = \frac{S_{ct,P} \cdot S_{ct,S}}{S_{ct,P} \sin^n \theta + S_{ct,S} \cos^n \theta}. \quad (2.5)$$

$S_{ct,\angle}$	Zug- bzw. Druckfestigkeit im Winkel θ zur Faser
$S_{ct,P}$	Zug- bzw. Druckfestigkeit parallel zur Faser
$S_{ct,S}$	Zug- bzw. Druckfestigkeit senkrecht zur Faser
n	Exponent, bei HANKINSON $n = 2$

Der von HANKINSON aufgestellte Zusammenhang zwischen den Festigkeiten und der Belastungsrichtung wurde von KOLLMANN [Kol82] (weitere Anpassung des Exponenten n für Zug- und Druckfestigkeiten) und auch YOSHIHARA, AMANO & OHTA [YAO95] (Unterscheidung in $0^\circ \leq \theta \leq 45^\circ$ und $45^\circ < \theta \leq 90^\circ$) noch weiter modifiziert. Für die Druckfestigkeit von Fichtenholz ist der Einfluss der Faser-Last-Richtung in Abbildung 2.10 (links) dargestellt.

Feuchtegehalt Holz absorbiert als kapillarporöses und hygroskopisches Material Wasser sowohl direkt über kapillaren Transport als auch aus der Umgebungsluft. Die Kenngröße der Wassermenge in Holz ist der Feuchtegehalt, der nach DIN EN 131813-1 [DIN02a] durch Bezug der Wassermasse im Holz auf die Masse des darrtrockenen Holzes berechnet wird,

$$u = \frac{m_u - m_{dtr}}{m_{dtr}} \cdot 100 \%. \quad (2.6)$$

u	Feuchtegehalt
m_u	Masse des feuchten Holzes
m_{dtr}	Masse des darrtrockenen Holzes

Grundsätzlich werden die Grenzzustände „darrtrocken“, „fasergesättigt“ und „wassergesättigt“ unterschieden: In darrtrockenem Holz ist kein Wasser mehr vorhanden, dieser Zustand wird für gewöhnlich nur durch Ofentrocknung erreicht. In fasergesättigtem Holz ist die gesamte Submikrostruktur, also die Hohlräume im Zellwandsystem, mit Wasser gefüllt (gebundenes Wasser). Bei Feuchteaufnahme im Fasersättigungsbereich dehnen sich die Zellwände aus („Quellen“ von Holz), Feuchteabgabe führt zu Volumenkontraktion („Schwinden“). In

^{2,13} $0^\circ < \theta < 90^\circ$, im weiteren Verlauf der Arbeit als „spitze Winkel“ bezeichnet.

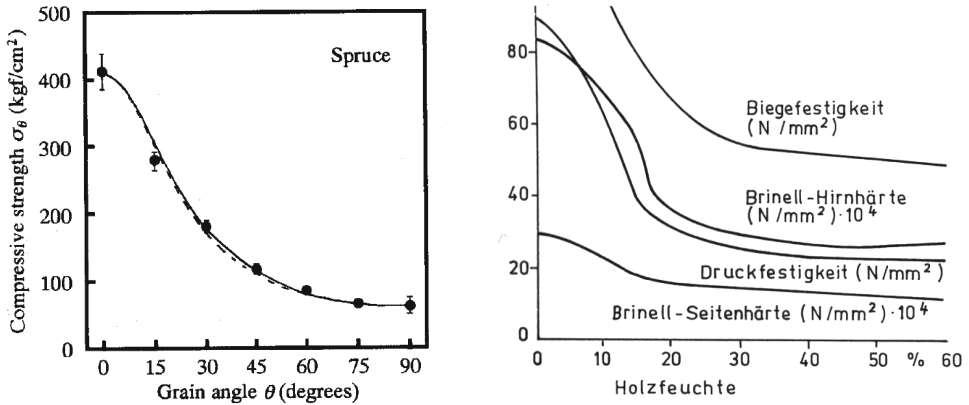


Abbildung 2.10: Einfluss der Faser-Last-Richtung auf die Druckfestigkeit von Fichtenholz [YAO95] (links). Punkte: experimentell ermittelte Druckfestigkeiten; durchgezogene Linie: Interpolation nach YOSHIHARA; gestrichelte Linie: Interpolation nach HANKINSON. Einfluss des Holzfeuchtegehalts auf verschiedene mechanische Eigenschaften nach NIEMZ [Nie93] (rechts)

wassergesättigtem Holz sind neben der Submikrostruktur auch die Mikro- und Makrostruktur, also die Hohlräume der Zellen selbst, mit Wasser gefüllt (freies Wasser). Im lebenden Baum variiert der Feuchtegehalt, er liegt jedoch im Bereich zwischen Fasersättigung und Wassersättigung. In Schnittholz stellt sich ein Gleichgewichtszustand der Holzfeuchte mit der Umgebung ein, wobei auch hier noch lokale Unterschiede im Feuchtegehalt zu erkennen sind (siehe NIEMZ & GEREKE [NG09]). Für Fichtenholz beträgt der Feuchtegehalt im Gleichgewichtszustand bei Normklima^{2.14} ca. 12 %, im fasergesättigten Zustand ca. 35 % und im wassergesättigten Zustand ca. 201 % (siehe NIEMZ [Nie93], TRENDELENBURG & MAYER [TW55]). In der deutschen bzw. europäischen Normung finden sich drei Methoden zur Ermittlung des Feuchtegehalts (siehe DIN EN 13183, Teile 1-3 [DIN02a, DIN02b, DIN05]): Die Darmmethode ermittelt den Feuchtegehalt exakt durch Trocknung der Probekörper und Anwendung von Gleichung 2.6. Beim elektrischen Widerstands-Messverfahren wird der elektrische Widerstand des Probekörpers über zwei Elektroden gemessen und der Feuchtegehalt anhand zuvor aufgenommener Kennlinien abgeschätzt. Beim kapazitiven Messverfahren wird der Einfluss der Holzfeuchte auf die Dielektrizitätskonstante ausgenutzt, die Messung erfolgt über einen Kondensatormessfühler. Abbildung 2.10 (rechts) zeigt den Einfluss des Feuchtegehalts auf verschiedene mechanische Eigenschaften von Holz. Zu erkennen ist insbesondere ein starker Gradient bei allen aufgezeigten Eigenschaften um den Bereich der Gleichgewichtsfeuchte. GERHARDS [Ger82] ermittelte unter anderem eine mittlere Zunahme der Druckfestigkeit parallel bzw. senkrecht zur Faser um 35 % bzw. 30 % bei Abnahme des Feuchtegehalts von 12 % auf 6 %.

Rohdichte Die Rohdichte von Holz ist abhängig vom Feuchtegehalt,

$$\rho_u = \frac{m_u}{V_u} . \quad (2.7)$$

ρ_u Rohdichte bei Feuchtegehalt u
 V_u Volumen bei Feuchtegehalt u

^{2.14}Umgebungstemperatur 20 °C, relative Luftfeuchte 65 %

KUFNER [Kuf85] ermittelte die Rohdichte von ca. 900 Fichtenholzproben aus einem Stamm. Er stellte fest, dass die Rohdichte stark mit dem Abstand von der Stammmitte korreliert. Die Bestimmung der Rohdichte ist in DIN 52182 [DIN76a] beschrieben. Das Volumen einer quaderförmigen Probe wird dabei mit einem Längenmessgerät oder nach dem Verdrängungsverfahren bestimmt. Die Rohdichte ist auch abhängig von der Beschaffenheit der Zellwände, insbesondere von deren Dicke und Proportionen. Da auch die Festigkeitseigenschaften stark von den Zellwandeigenschaften abhängen, kann eine gute Korrelation zwischen Rohdichte und den Festigkeitseigenschaften hergestellt werden. So kann bei vielen kommerziell eingesetzten Holzarten in guter Näherung ein linearer Zusammenhang zwischen der Rohdichte und den Festigkeitseigenschaften angenommen werden. Für Fichtenholz beträgt die Rohdichte bei Normklima nach DIN 68364 [DIN03] $0,46 \text{ g/cm}^3$.

Temperatur Die Temperatur beeinflusst die mechanischen Eigenschaften von Holz aufgrund mehrerer Effekte: Kurzzeitige Temperaturerhöhungen bis zu 95°C führen aufgrund erhöhter Molekularbewegung und des damit verbundenen Volumenzuwachses zu einer Verringerung der intermolekularen Anziehungskräfte. Zusätzlich sinkt die Steifigkeit des Lignins in den Zellwänden. Dieser Festigkeitsabfall ist reversibel. Langfristige Temperaturen über 65°C und auch Temperaturen über 95°C verursachen durch Verkürzung der Zellulosemoleküle eine irreversible Degradation der Festigkeiten. GERHARDS [Ger82] stellte durch eine zusammenfassende Betrachtung verschiedener Untersuchungen fest, dass der Einfluss geringerer Temperaturen auf die Festigkeiten stark mit dem Feuchtegehalt ansteigt. Daraus lässt sich schließen, dass bei geringen Temperaturen neben den Eigenschaften des Zellwandmaterials auch die Eigenschaften des freien und gebundenen Wassers die mechanischen Eigenschaften beeinflussen. DINWOODIE [Din00] gibt an, dass viele Festigkeitswerte von Holz im Bereich -200°C bis 200°C annähernd linear mit der Temperatur korrelieren. Abbildung 2.11 (links) zeigt die vom FPL [FPL10] aus mehreren Studien abgeleiteten Trendlinien zum Zusammenhang von Druckfestigkeit und Temperatur.

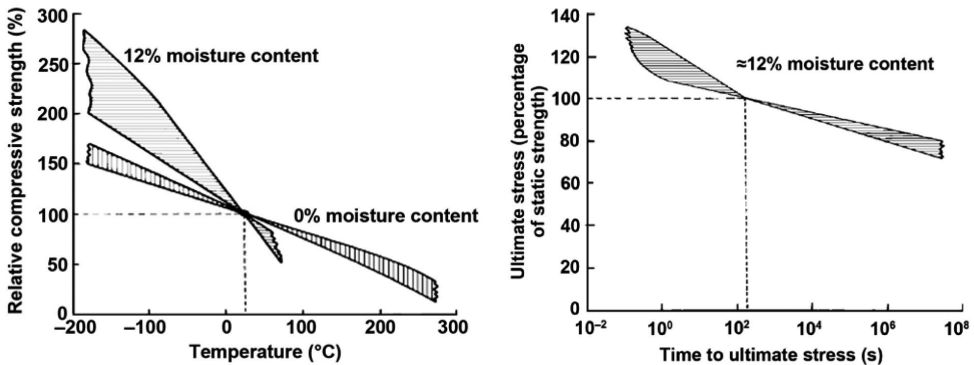


Abbildung 2.11: Einfluss der Temperatur auf die relative Druckfestigkeit von Holz (links); Einfluss der Dehnrates bzw. Belastungsdauer auf verschiedene Festigkeitswerte von Holz (rechts) [FPL10]

Dehnrates und Belastungsdauer Das mechanische Verhalten von Holz ist zeitabhängig. Einflussgrößen auf die mechanischen Eigenschaften sind diesbezüglich zum einen die Dehnrates (bei dynamischer Belastung) als auch die Belastungsdauer (bei statischer Belastung). Eine Erhöhung der Dehnrates resultiert für gewöhnlich in erhöhte Festigkeitswerte. GERHARDS

[Ger77] fasste einige Untersuchungen zum Einfluss der Dehnrate zusammen. Die Druckfestigkeit parallel zur Faser beispielsweise steigt um bis zu 25 % im Vergleich zum statischen Versuch bei Erhöhung der Dehnrate um drei Größenordnungen. REID & PENG [RP97] führen dieses Verhalten hauptsächlich auf Trägheitseffekte in der Mikrostruktur zurück. Bei konstanter, anhaltender Belastung von Holz treten die viskoelastischen Eigenschaften der Zellulose und des Lignins in den Vordergrund. Dadurch kommt es zum Kriechen des Materials: Bei konstanter Belastung nimmt die Verformung mit der Zeit zu. WOOD [Woo51] beobachtete, dass auf lange Zeit nur ca. 20 % der Festigkeiten ertragen werden können, ohne dass Materialversagen auftritt. Abbildung 2.11 (rechts) zeigt den Einfluss hoher Dehnraten und langer Belastungsdauern anhand vom FPL [FPL10] zusammengetragener Daten. Die Festigkeitssteigerung und -abnahme verhalten sich auf logarithmischer Skala jeweils annähernd linear.

Strukturbesonderheiten In der Makrostruktur von Holz können Unregelmäßigkeiten auftreten. Einen großen Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften haben Asteinschlüsse: Zum einen stören sie lokal den Faserverlauf und verursachen so Spannungskonzentrationen durch kerbähnliche Geometrien. Zum anderen besitzen Asteinschlüsse eine deutlich höhere Dichte und damit andere Festigkeitseigenschaften als das umliegende Holz. Eine gängige Größe zur Quantifizierung von Asteinschlüssen ist die Ästigkeit, die die kumulierte sichtbare Oberfläche aller Asteinschlüsse auf die Größe der Probe bezieht, siehe DIN 4074-1 [DIN08]. Mit Ausnahme der Druckfestigkeit sinken die Festigkeitskennwerte durch den Einfluss von Asteinschlüssen. BURGER & GLOS [BG96] z. B. stellten für Fichtenholz unter anderem einen starken Abfall der Zugfestigkeit parallel zur Faser mit zunehmender Ästigkeit fest.

Probengröße und Probenform Bei Holz ist wegen des hohen Einflusses der heterogenen Struktur auch ein Einfluss der Probengröße- und Probenform auf die Festigkeiten vorhanden. So warnt z. B. DIN 52188 [DIN79b] vor einer Übertragung der an kleinen Proben ermittelten Festigkeiten auf Bauteile, da Festigkeiten „von den Maßen und den Güteeigenschaften [...] des Holzes abhängig sind“. Nach ISSLER, RUOSS & HÄFELE [IRH03] existiert unter anderem der sogenannte statistische Größeneinfluss^{2.15}. Er bezeichnet die höhere Wahrscheinlichkeit von lokalen Fehlstellen in einem größeren Volumen, die zu einer globalen Festigkeitsminderung führen können. BRÖKER, MEIERHOFER & RADOVIC [BMR87] stellten einen Einfluss der Probengröße bei der Ermittlung der Schubfestigkeit fest. Bezüglich der Probenform weist beispielsweise NIEMZ [Nie93] darauf hin, dass abhängig von der Probenform bei der Ermittlung von Schubfestigkeiten auch Zug- und Druckspannungen auftreten, die das Ergebnis beeinflussen können. BURGER & GLOS [BG96] und auch PEDERSEN ET AL. [PCD⁺03] stellten fest, dass die Zugfestigkeit mit zunehmender Probenlänge abnimmt, aber kaum von der Probenbreite abhängt.

Ionisierende Strahlung Im Hinblick auf die Anwendung von Fichtenholz als stoßdämpfendes Material bei Transportbehältern für radioaktive Stoffe ist der Einfluss ionisierender Strahlung auf die mechanischen Eigenschaften relevant. BECK [Bec72] erläutert, dass die chemische Struktur und das Sorptionsverhalten von Holz durch Gammastrahlen beeinflusst werden. Beides resultiert in eine Änderung der Festigkeiten. Geringe Energiedosen resultieren in eine Verlängerung der Molekülketten der Zellulose und können zu einer geringfügigen Erhöhung von Festigkeiten führen. Hohe Energiedosen hingegen bewirken einen Abbau der Holzbestandteile und verringern somit die Festigkeiten. Bis zu einer Energiedosis von 5 kGy wurden von BECK [Bec72] keine signifikanten Festigkeitsänderungen festgestellt. Nach dem

^{2.15}ISSLER, RUOSS & HÄFELE beziehen sich auf die Schwingfestigkeit von Metallen, die hier zitierte Ursache ist jedoch auf Holz übertragbar.

FPL [FPL10] werden die Festigkeiten von Holz bis zu einer Energiedosis von 10 kGy nicht beeinflusst. Eine höhere Energiedosis vermindert unter anderem die Zug- und Druckfestigkeit parallel zur Faser. Für Fichtenholz im Stoßdämpfer lässt sich folgende Energiedosis abschätzen: Die von der IAEA [IAE12] maximal zugelassene effektive Dosisleistung an der Oberfläche eines Transportbehälters beträgt 10 mSv/h . Es wird angenommen, dass diese Dosisleistung auch am Stoßdämpfer wirkt. Selbst bei einer Transportdauer von einem Jahr entspricht das einer Energiedosis von nur 4 Gy bis 88 Gy (je nach Wichtungsfaktor, siehe z. B. VOLKMER [Vol12]). Bei Holz im Stoßdämpfer ist also keine Festigkeitsänderung durch ionisierende Strahlung zu erwarten.

Weitere Einflussgrößen Es existieren zahlreiche weitere Einflussgrößen wie z. B. Risse oder Pilzbefall, diese sollen aber an dieser Stelle nicht weiter vertieft werden.

2.3 Kontinuumsmechanische Grundlagen

Die Kontinuumsmechanik hat das Ziel, das mechanische Verhalten unter anderem von Festkörpern zu beschreiben. Ein in der Realität diskontinuierliches Material wird dabei idealisiert als Kontinuum betrachtet. Damit ist es meist möglich, mechanische Kenngrößen durch stetige und differenzierbare Funktionen zu beschreiben. Die Grenzen der Kontinuumsmechanik liegen dort, wo die Diskontinuitäten des Materials nicht mehr vernachlässigt (oder „verschmiert“) werden können. Die Kontinuumsmechanik wird insbesondere dann angewendet, wenn die betrachteten Bereiche groß sind gegenüber den Diskontinuitäten des Materials. Das ist z. B. der Fall für Metallbauteile im Maschinenbau, deren Abmessungen um Größenordnungen über den charakteristischen Abmessungen der diskontinuierlichen Gitterstruktur liegen.

Im Folgenden werden für diese Arbeit relevante Ausdrücke, Gleichungen und Prinzipien der Kontinuumsmechanik zusammengestellt. Dabei werden von Beginn an große Deformationen und Dehnungen berücksichtigt. Für detailliertere Darstellungen wird an dieser Stelle auf NETO, PERIC & OWENS [NPO08] und BELYTSCHKO, MIU & MORAN [BLM01] verwiesen. Die verwendete Tensorschreibweise ist in Anhang A.1 dokumentiert.

2.3.1 Kinematik und Spannungsmaße

Dieser Abschnitt führt Größen zur Beschreibung von Bewegung, Verschiebung und Verzerung und deren zeitliche Ableitung ein. Anschließend werden Spannungsgrößen und deren zeitliche Ableitung betrachtet.

Bewegung und Verschiebung

Betrachtet wird ein materieller Körper \mathcal{B} in seiner Referenzkonfiguration, der ein zusammenhängendes Gebiet Ω mit dem Rand $\partial\Omega$ im \mathbb{R}^3 einnimmt. Die Referenzkonfiguration des Körpers entspricht hier der Konfiguration zu einem Zeitpunkt $t = 0$, zu dem der Körper das Gebiet Ω_0 einnimmt. Die Momentankonfiguration entspricht der Konfiguration zu einem Zeitpunkt $t > 0$, zu dem der Körper das Gebiet Ω_t einnimmt. Der Positionsvektor zu einem Punkt des Körpers in der Referenzkonfiguration wird mit \mathbf{X} , zu einem Punkt der Momentankonfiguration mit \mathbf{x} bezeichnet. Größen, die anhand der Referenzkonfiguration definiert werden, werden LAGRANGESCHE (materielle) Größen genannt, Größen, die anhand der Momentankonfiguration definiert werden, EULERSCHE (räumliche) Größen.

Die Bewegung eines Körpers wird durch die Abbildung

$$\varphi: \Omega_0 \rightarrow \Omega_t \quad (2.8)$$

beschrieben. Somit kann die Position eines Punktes mit

$$\mathbf{x} = \varphi(\mathbf{X}, t) \quad \text{bzw.} \quad \mathbf{X} = \varphi^{-1}(\mathbf{x}, t) \quad (2.9)$$

beschrieben werden.

Die Verschiebung eines materiellen Punktes von der Referenz- in die Momentankonfiguration kann durch den materiellen Verschiebungsvektor beschrieben werden,

$$\mathbf{u}(\mathbf{X}, t) = \mathbf{x}(\mathbf{X}, t) - \mathbf{X}. \quad (2.10)$$

Deformation und Verzerrung

Der materielle Gradient des räumlichen Ortsvektors wird Deformationsgradient \mathbf{F} genannt,

$$\mathbf{F} = \text{grad} \mathbf{x} = \frac{\partial \mathbf{x}}{\partial \mathbf{X}}. \quad (2.11)$$

Ein infinitesimales Linienelement kann durch

$$d\mathbf{x} = \mathbf{F} \cdot d\mathbf{X} \quad (2.12)$$

von der Referenz- in die Momentankonfiguration abgebildet werden, der Deformationsgradient beschreibt dessen Längen- und Lageänderung. Die Determinante des Deformationsgradienten gibt die Volumenänderung bei einer Deformation an,

$$\det \mathbf{F} = \frac{dv}{dV}. \quad (2.13)$$

Der Deformationsgradient kann nach dem Theorem der polaren Zerlegung multiplikativ in einen Streckanteil und einen Rotationsanteil zerlegt werden,

$$\mathbf{F} = \mathbf{V}\mathbf{R} = \mathbf{R}\mathbf{U}. \quad (2.14)$$

\mathbf{R} wird der Rotationstensor genannt. \mathbf{V} und \mathbf{U} sind der linke (räumliche) bzw. der rechte (materielle) Strecktensor,

$$\mathbf{V} = \sqrt{\mathbf{F}\mathbf{F}^T} \quad \text{bzw.} \quad \mathbf{U} = \sqrt{\mathbf{F}^T\mathbf{F}}. \quad (2.15)$$

Als Verzerrungstensor kann nun der materielle HENCKY-Tensor definiert werden. Der HENCKY-Tensor ist ein logarithmischer Verzerrungstensor, er ist in seiner räumlichen Form definiert als

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \ln \mathbf{V}. \quad (2.16)$$

Aufgrund seiner logarithmischen Definition kann der HENCKY-Tensor additiv in einen volumetrischen und einen deviatorischen (isochoren) Verzerrungsanteil aufgespalten werden,

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}_{vol} + \boldsymbol{\varepsilon}_{dev}, \quad (2.17)$$

mit

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{vol} = \frac{1}{3} (\text{tr } \boldsymbol{\varepsilon}) \mathbf{I} \quad \text{und} \quad \boldsymbol{\varepsilon}_{dev} = \boldsymbol{\varepsilon} - \frac{1}{3} (\text{tr } \boldsymbol{\varepsilon}) \mathbf{I}. \quad (2.18)$$

Dabei ist \mathbf{I} der Einheitstensor zweiter Stufe. Weitere Verzerrungstensoren sind z. B. der ALMANZI-EULER- und der GREEN-LAGRANGE-Verzerrungstensoren. Die Linearisierung der genannten Verzerrungstensoren führt auf den Dehnungstensor kleiner Deformationen (oder auch Verschiebungs-Verzerrungs-Relation),

$$\boldsymbol{\varepsilon} \approx \boldsymbol{\varepsilon}_{lin} = \frac{1}{2} \left[(\text{grad} \mathbf{u})^T + \text{grad} \mathbf{u} \right]. \quad (2.19)$$

Geschwindigkeit

Im Folgenden wird die zeitliche Ableitung einer Größe abgekürzt mit $\frac{d(\bullet)}{dt} = (\bullet)^\cdot$. Aus der Zeitableitung eines infinitesimalen Linienelements ergibt sich der Geschwindigkeitsgradient

$$\mathbf{L} = \frac{(\mathbf{dx})^\cdot}{\mathbf{dx}} = \dot{\mathbf{F}}\mathbf{F}^{-1}. \quad (2.20)$$

Die additive Zerlegung von \mathbf{L} in einen symmetrischen und einen antimetrischen Anteil ergibt

$$\mathbf{L} = \frac{1}{2}(\mathbf{L} + \mathbf{L}^T) + \frac{1}{2}(\mathbf{L} - \mathbf{L}^T) = \text{sym}(\mathbf{L}) + \text{skew}(\mathbf{L}) = \mathbf{D} + \mathbf{W}, \quad (2.21)$$

wobei \mathbf{D} der Verzerrungsgeschwindigkeitstensor genannt wird und \mathbf{W} der Wirbeltensor. Nur der Verzerrungsgeschwindigkeitstensor trägt zu Dehnungen bei, der Wirbeltensor beschreibt lediglich eine Starrkörperrotation. Die zeitliche Ableitung des HENCKY-Tensors (Dehnraten-tensor) entspricht dem Verzerrungsgeschwindigkeitstensor,

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \mathbf{D}. \quad (2.22)$$

Spannungsmaße

Der (räumliche) CAUCHY-Spannungsvektor \mathbf{t} ist definiert durch den auf ein infinitesimales Flächenelement dA bezogenen, in Normalenrichtung \mathbf{n} angreifenden infinitesimalen Kraftvektor $d\mathbf{f}$,

$$\mathbf{t} = \frac{d\mathbf{f}}{dA}. \quad (2.23)$$

Der räumliche CAUCHY-Spannungstensor $\boldsymbol{\sigma}$ ist nach dem CAUCHYSchen Theorem definiert als der Tensor, der den CAUCHY-Spannungsvektor linear mit der Flächennormalen verknüpft,

$$\mathbf{t} = \boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n}. \quad (2.24)$$

Der CAUCHY-Spannungstensor stellt den „wahren“ Spannungszustand eines Punktes dar. Alle anderen im Folgenden genannten Spannungsgrößen entstehen durch Skalierung oder Transformation des CAUCHY-Spannungstensors auf andere Konfigurationen. Der KIRCHHOFF-Spannungstensor ist definiert als

$$\boldsymbol{\tau} = \det\mathbf{F} \boldsymbol{\sigma}. \quad (2.25)$$

Als skalar gewichteter CAUCHY-Spannungstensor bezieht sich auch der KIRCHHOFF-Spannungstensor auf die Momentankonfiguration. Weitere Spannungstensoren sind z. B. der erste PIOLA-KIRCHHOFF-Spannungstensor und der zweite PIOLA-KIRCHHOFF-Spannungstensor.

Spannungsraten

Wie in Abschnitt 2.3.2 noch gezeigt wird, muss das Materialverhalten objektiv sein, darf also nicht vom Standort des Beobachters abhängen. Eine Spannungsrates $\dot{\boldsymbol{\sigma}}$ ist objektiv, wenn sie bei einer Rotation \mathbf{Q} der Transformationsvorschrift

$$(\boldsymbol{\sigma}^*)^\cdot = \mathbf{Q}\dot{\boldsymbol{\sigma}}\mathbf{Q}^T \quad (2.26)$$

genügt, wobei die transformierte Spannungsgröße $\boldsymbol{\sigma}^*$ mit einem Stern gekennzeichnet wird. Die CAUCHY-Spannungsrates ist demnach keine objektive Spannungsrates (siehe auch NETO, PERIC & OWENS [NPO08]),

$$(\boldsymbol{\sigma}^*)^\cdot = \mathbf{Q}\dot{\boldsymbol{\sigma}}\mathbf{Q}^T + \underbrace{\dot{\mathbf{Q}}\boldsymbol{\sigma}\mathbf{Q}^T + \mathbf{Q}\boldsymbol{\sigma}\dot{\mathbf{Q}}^T}_I. \quad (2.27)$$

Aufgrund der mit „I“ gekennzeichneten konvektiven Terme werden von einem Beobachter im nicht transformierten Koordinatensystem Spannungsänderungen aufgrund von (Starrkörper-) Rotation wahrgenommen. Um Spannungsraten zu generieren, die Gl. 2.26 genügen und somit objektiv sind, wird die Zeitableitung eines Spannungstensors entsprechend modifiziert. Häufig wird die objektive JAUMANN-Spannungsrates

$$\overset{\nabla}{\sigma} = \dot{\sigma} - \mathbf{W}\sigma + \sigma\mathbf{W}, \quad (2.28)$$

hier gebildet mit dem CAUCHY-Spannungstensor, angewendet. Weitere objektive Spannungsrates sind z. B. die GREEN-NAGHDI-Spannungsrates und die OLDROYD-Spannungsrates. Zu beachten ist, dass die zeitliche Integration von Spannungsrates ebenfalls objektiv erfolgen muss, siehe auch Abschnitt 2.4.

2.3.2 Bilanzgleichungen und konstitutive Materialgleichungen

Bilanzgleichungen repräsentieren fundamentale Zusammenhänge der Kontinuumsmechanik, die von physikalischen Systemen immer erfüllt werden. Im Folgenden werden Massen-, Impuls-, Energie- und Entropiebilanz in ihrer lokalen Form (gültig in jedem Punkt eines Körpers, „starke Form“) zusammengestellt.

Massenerhaltung

Bei Ausschluss von Massenfluss über den Rand eines Körpers entsteht die Forderung nach der Erhaltung der Masse eines Körpers. Die zeitliche Ableitung der Masse muss demnach verschwinden, was ausgedrückt werden kann als

$$\dot{\rho} + \rho \operatorname{div} \dot{\mathbf{u}} = 0. \quad (2.29)$$

Dabei ist ρ die Dichte in der Momentankonfiguration.

Impulsbilanzen

Die zeitliche Änderung des Impulses muss der Summe der äußeren Kräfte entsprechen, die auf einen Körper wirken. In der Momentankonfiguration kann diese Forderung ausgedrückt werden durch

$$\operatorname{div} \sigma + \rho \mathbf{b} = \rho \ddot{\mathbf{u}}. \quad (2.30)$$

Hier ist \mathbf{b} eine Volumenlast wie z. B. die Erdbeschleunigung.

Die Drehimpulsbilanz besagt, dass die zeitliche Änderung des Drehimpulses bezüglich eines Punktes der Summe der Momente bezüglich dieses Punktes aus äußeren Lasten entsprechen muss. Aus der Drehimpulsbilanz folgt, dass der CAUCHY-Spannungstensor symmetrisch ist, $\sigma = \sigma^T$ (siehe auch WRIGGERS [Wri01]).

Energie- und Entropiebilanz

Der erste Hauptsatz der Thermodynamik postuliert die Erhaltung der Energie eines thermodynamischen Prozesses. Die zeitliche Änderung der totalen Energie eines Körpers muss der Summe aus der mechanischen Leistung der äußeren Kräfte und der Wärmezufuhr entsprechen. Das kann formuliert werden als

$$\rho \dot{e} = \sigma : \mathbf{D} + \rho r - \operatorname{div} \mathbf{q}. \quad (2.31)$$

Hier sind e die spezifische innere Energie, $\sigma : \mathbf{D}$ die spezifische Spannungsleistung, r die spezifische Wärmezufuhr und \mathbf{q} der Wärmeflussvektor.

Der zweite Hauptsatz der Thermodynamik fordert die Irreversibilität der Entropieerzeugung. Demnach kann die Entropie in geschlossenen Systemen nur zunehmen oder konstant bleiben,

$$\rho \dot{s} + \operatorname{div} \frac{\mathbf{q}}{\theta} - \frac{\rho r}{\theta} \geq 0. \quad (2.32)$$

Dabei ist s die spezifische Entropie und θ die absolute Temperatur.

Konstitutive Materialgleichungen

Die diskutierten Bilanzgleichungen sind gültig für jedes Kontinuum, unabhängig aus welchem Material es besteht. Sie reichen nicht aus, um ein Randwertproblem der Kontinuumsmechanik zu lösen. Deshalb sind weitere Gleichungen, die das Material beschreiben, notwendig. Diese konstitutiven Gleichungen beschreiben z. B. Spannungen und Wärmeflüsse abhängig von Verschiebung und Temperatur. Konstitutive Materialgleichungen müssen unter anderem folgenden Prinzipien genügen (siehe auch WRIGGERS [Wri01]):

- *Prinzip des Determinismus*
Für gewöhnlich sind nur die Verschiebung und die Temperatur unabhängige Variablen in der Materialformulierung. Alle anderen Variablen lassen sich aus ihnen ableiten und sind somit abhängig. Der momentane Zustand eines Punktes in einem Körper ist eindeutig durch die Geschichte der abhängigen Variablen bestimmt.
- *Prinzip der lokalen Wirkung*
Der Zustand eines Punktes in einem Körper ist nur durch die Geschichte in seiner nächsten Umgebung beeinflusst, nicht durch die Geschichte des ganzen Körpers.
- *Prinzip der Invarianz*
Die Darstellung von Materialeigenschaften muss vom gewählten Bezugssystem unabhängig sein.

Konstitutive Materialgleichungen können auf mikromechanischen und phänomenologischen Ansätzen beruhen. Der mikromechanische Ansatz basiert auf der Nachbildung von Mechanismen auf z. B. der atomaren oder Mikroebene. Durch Homogenisierungstechniken wird eine makroskopische Materialantwort gewonnen. Der phänomenologische Ansatz stellt eine Approximation des realen makroskopischen Materialverhaltens dar, die auf experimentellen Beobachtungen basiert. Im Folgenden werden phänomenologische Materialformulierungen vorgestellt, die in der Kontinuumsmechanik häufig eingesetzt werden.

Elastische Materialformulierungen Ein Material verhält sich elastisch, wenn der momentane Spannungszustand eine Funktion des momentanen Dehnungszustands ist. Die Spannung hängt nicht von der Deformationsgeschichte ab und keine Energie wird dissipiert. Belastungs- und Entlastungspfad sind demnach identisch.

Linear-elastisches Materialverhalten zeichnet sich durch einen linearen Zusammenhang von Spannungs- und Dehnungstensor aus,

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{E} : \boldsymbol{\varepsilon}. \quad (2.33)$$

Dabei ist \mathbf{E} der Elastizitätstensor, der die elastischen Materialsteifigkeiten enthält. Für den Tensor vierter Stufe existieren eigentlich 81 unbekannte Größen zur Beschreibung elastischen Materials. Unter Berücksichtigung der Symmetrie von Spannungs- und Verzerrungstensor reduziert sich die Anzahl der Unbekannten bereits auf 36. Eine Betrachtung der Deformationsenergie ergibt, dass der Tensor symmetrisch ist, wodurch sich die Unbekannten auf 21 reduzieren (bei anisotropem Material). Für gewöhnlich bestehen Symmetrien in den Materialeigenschaften, so dass sich die Anzahl der Unbekannten weiter reduziert. Zur Beschreibung

orthotropen Materials werden so nur noch 9 Unbekannte benötigt, bei transversaler Isotropie nur noch 5. Im einfachsten Fall isotroper Elastizität sind nur noch 2 Unbekannte zu bestimmen (z. B. Elastizitätsmodul und Poissonzahl), siehe auch NASDALA [Nas12].

Insbesondere nichtlineares elastisches Verhalten wird häufig in der integralen oder der differentiellen Form formuliert. Die integrale Form wird Hyperelastizität genannt und die konstitutive Beziehung leitet sich aus der Formenergiedichte W ab,

$$\boldsymbol{\sigma} = \frac{\partial W}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}}. \quad (2.34)$$

Die differentielle Form wird Hypoelastizität genannt,

$$d\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{E} : d\boldsymbol{\varepsilon}. \quad (2.35)$$

Die hypoelastische Materialgleichung wird häufig auch in Ratenform aufgestellt.

Plastische Materialformulierungen Plastisches Materialverhalten ist das Gegenteil elastischen Materialverhaltens (deswegen auch häufig der Begriff „inelastisch“). Der momentane Spannungszustand hängt von der Deformationsgeschichte ab und Energie wird dissipiert. Der Entlastungspfad entspricht nicht dem Belastungspfad. Zwei häufig verwendete Materialformulierungen sind die Elastoplastizität und die Hypoplastizität.

Der elastoplastische (oder auch hyperplastische, siehe KOLYMBAS [Kol91]) Ansatz ist eine Verknüpfung von Elastizität und Plastizität. Dazu wird der Dehnungstensor additiv in einen elastischen und einen plastischen Anteil aufgespalten,

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}_{el} + \boldsymbol{\varepsilon}_{pl}. \quad (2.36)$$

Die additive Zerlegung des HENCKY-Dehnungstensors entspricht einer multiplikativen Zerlegung des Deformationsgradienten, siehe auch DORSCH [Dor96]. Zwischen elastischem und plastischem Zustand wird mittels einer sogenannten Fließfläche unterschieden, die eine geschlossene Fläche im Spannungsraum bildet. Häufig verwendet werden z. B. die Fließflächen nach VON MISES [vM13], HILL [HIL48] oder TSAI & WU [TW71]. Ob ein Spannungszustand innerhalb oder auf der Fließfläche liegt^{2,16}, wird mittels der skalaren Fließbedingung Φ überprüft,

$$\Phi(\boldsymbol{\sigma}) \leq 0. \quad (2.37)$$

Spannungszustände innerhalb der Fließfläche ($\Phi < 0$) bedeuten, dass elastisches Materialverhalten vorliegt. Bei $\Phi = 0$ kann elastische Entlastung, neutrale Spannungsänderung oder plastisches Fließen vorliegen. Dann muss noch die zeitliche Ableitung der Fließbedingung betrachtet werden (KUHN-TUCKER-Bedingungen und Konsistenzbedingung, siehe auch SIMO & HUGHES [SH00]). Für gewöhnlich ändert sich die Fließfläche im Laufe einer plastischen Deformation, was zu einer Verfestigung oder einer Entfestigung des Materials führt. In der Materialformulierung wird das über die sogenannte Verfestigungsregel berücksichtigt. Meist wird zwischen isotroper (oder volumetrischer) Verfestigung, bei der sich die Fließfläche gleichmäßig ausweitet, und kinematischer Verfestigung, bei der sich die Fließfläche im Spannungsraum bewegt, unterschieden. Bei Berücksichtigung solcher Verfestigungsregeln hängt die Fließfläche neben dem Spannungszustand auch von anderen Größen, wie z. B. der plastischen Dehnung, ab. Wenn plastisches Fließen vorliegt, wird die Richtung der plastischen Dehnungen $\boldsymbol{\varepsilon}_{pl}$ mit Hilfe der sogenannten Fließregel beschrieben,

$$d\boldsymbol{\varepsilon}_{pl} = d\lambda \frac{\partial Q}{\partial \boldsymbol{\sigma}}. \quad (2.38)$$

^{2,16}Spannungszustände außerhalb der Fließfläche sind nicht definiert.

Dabei ist λ der plastische Multiplikator und Q das plastische Potential. Bei z. B. metallischen Werkstoffen wird häufig eine assoziierte Fließregel eingesetzt, bei der das plastische Potential der Fließbedingung entspricht, $Q = \Phi$ (vergleiche WRIGGERS [Wri01]).

Der hypoplastische Ansatz wird als Alternative zum elastoplastischen Ansatz aufgefasst (KOLYMBAS [Kol91]). Er wird äquivalent zur hypoelastischen Formulierung in differentieller oder Ratenform aufgestellt. Es wird keine Fließfläche benötigt und das Materialverhalten wird über den Tangentensteifigkeitstensor beschrieben, siehe auch FELLIN [Fel00] und FELLIN & KOLYMBAS [FK02].

2.3.3 Prinzip der virtuellen Arbeit

Das Prinzip der virtuellen Arbeit kann als schwache Form der Impulsbilanz^{2.17} interpretiert werden. Es kann aus Gleichung 2.30 abgeleitet werden, indem diese mit einer infinitesimal kleinen, geometrisch zulässigen und stetig differenzierbaren virtuellen Verschiebung $\delta \mathbf{u}$ multipliziert und über das Volumen integriert wird (vergleiche NASDALA [Nas12]). Dabei wird der GAUSSSche Integralsatz angewendet. Nach dem Prinzip der virtuellen Arbeit entspricht die virtuelle innere Arbeit der virtuellen Arbeit der äußeren Kräfte für beliebige virtuelle Verschiebungen,

$$\underbrace{\int_{\Omega} \boldsymbol{\sigma} : \text{grad} \delta \mathbf{u} \, d\Omega}_{W_{int}} - \underbrace{\left[\int_{\Omega} \rho(\mathbf{b} - \ddot{\mathbf{u}}) \cdot \delta \mathbf{u} \, d\Omega + \int_{\partial\Omega} \mathbf{t} \cdot \delta \mathbf{u} \, d\partial\Omega \right]}_{W_{ext}} = 0. \quad (2.39)$$

Der Term W_{int} beinhaltet die innere Arbeit (Formänderungsarbeit). Der Term W_{ext} beinhaltet die äußere Arbeit der eingepprägten Volumenkräfte (z. B. aufgrund von Erdbeschleunigung und Trägheit) sowie der eingepprägten Oberflächenkräfte. Das Prinzip der virtuellen Arbeit wird auch als Prinzip der virtuellen Verschiebungen bezeichnet.

2.4 Finite-Elemente-Methode

Die Lösung des in den vorangegangenen Abschnitten dargelegten Systems von Gleichungen zu Kinematik, Material und Gleichgewicht ist in der Kontinuumsmechanik nur für sehr einfache Randwertprobleme analytisch möglich. In vielen Fällen wird eine Näherungslösung mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode (FEM) ermittelt. Der Körper wird dabei in finite Elemente zerlegt, die an Knotenpunkten miteinander gekoppelt sind. Für das Verschiebungsfeld der Elemente werden Ansatzfunktionen definiert, die in das Variationsprinzip (Gleichung 2.39) eingesetzt werden. Auf der Zeitachse wird das zu lösende Anfangswertproblem ebenfalls reduziert, indem eine Diskretisierung in inkrementelle Zeitschritte erfolgt. Die Lösung des resultierenden Gleichungssystems erfolgt numerisch. Nach BATHE [Bat82] ist das allgemeine Vorgehen zur Bestimmung der Lösung eines physikalischen Problems mittels der FEM häufig iterativ, siehe Abbildung 2.12: Das ursprünglich gebildete FE-Modell wird sukzessiv durch dessen Lösung und Interpretation der Ergebnisse angepasst und erweitert. Dadurch können Modellfehler, Diskretisierungsfehler und numerische Fehler minimiert werden.

In den folgenden Abschnitten werden die Grundzüge der FEM erläutert. Dabei wird die VOIGT-Notation verwendet, bei der symmetrische Tensoren zweiter Ordnung als Vektoren und symmetrische Tensoren vierter Ordnung als Matrizen notiert werden, siehe Anhang A.1. Für detailliertere Ausführungen zur FEM sei auf NETO, PERIC & OWENS [NPO08],

^{2.17}Die schwache Form erfüllt das Gleichgewicht nur noch integral über den Körper, nicht mehr in jedem Punkt des Körpers.

HUGHES [Hug00], SIMO & HUGHES [SH00], WRIGGERS [Wri01] und BELYTSCHKO, LIU & MORAN [BLM01] verwiesen. Auf die Modellerstellung selbst soll an dieser Stelle nicht eingegangen werden. Hinweise zur Modellerstellung sind in anwendungsnahen Fachbüchern wie z. B. NASDALA [Nas12] zu finden. Für die FE-Modellerstellung im Zuge von Sicherheitsnachweisen von Transportbehältern für radioaktive Stoffe wurden z. B. von der BAM (BAM GGR 008 [BAM03]) und dem englischen TRANSPORT CONTAINER STANDARDISATION COMMITTEE (TCSC 1087 [TCS07]) Richtlinien herausgegeben. Eine Richtlinie zur Validierung und Verifizierung numerischer Modelle hat z. B. die AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS mit der ASME V&V 10-2006 [ASM06] erstellt.

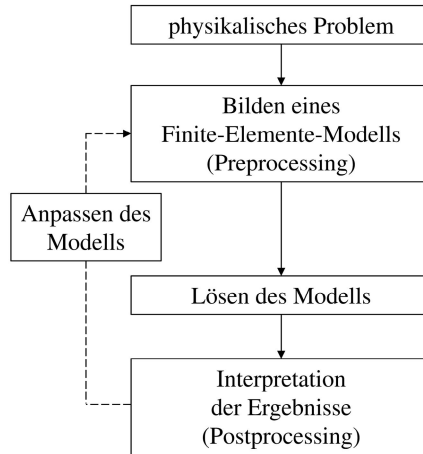


Abbildung 2.12: Lösungsprozess mit der Finite-Elemente-Methode nach BATHE [Bat82]

2.4.1 Örtliche Diskretisierung

Das Gesamtgebiet Ω des betrachteten Körpers wird in n_e finite Elemente mit den jeweiligen Gebieten Ω_e unterteilt, wodurch das approximierte Gebiet Ω^h entsteht,

$$\Omega \approx \Omega^h = \bigcup_{e=1}^{n_e} \Omega_e. \quad (2.40)$$

Bei dieser Diskretisierung dürfen sich die Elemente weder überlappen, noch dürfen Zwischenräume auftreten. Geometrie und Verschiebung des Gesamtgebiets müssen also stetig angenähert werden. Ein finites Element wird über n_n Knoten definiert.

Für die zu ermittelnden Feldgrößen, oft das Verschiebungsfeld, müssen Ansatzfunktionen gewählt werden. Dafür wird meist das sogenannte isoparametrische Konzept angewendet, wobei die Feldgrößen mit den gleichen Ansatzfunktionen wie die die Geometrie des Elements approximiert werden. Die Ansatzfunktionen sind normalerweise zeitunabhängig und vom Typ eines Polynoms. Das approximierte (vektorielle) Verschiebungsfeld \mathbf{u}_e^h eines Elements berechnet sich nach

$$\mathbf{u}_e^h(\mathbf{x}, t) = \mathbf{H}_u(\mathbf{x}) \mathbf{u}_e(t). \quad (2.41)$$

mit $\mathbf{H}_u(\mathbf{x})$ als der Matrix der Ansatzfunktionen und $\mathbf{u}_e(t)$ als dem Vektor der Knotenverschiebungen. Es ist zu erkennen, dass die Ortsabhängigkeit in den Ansatzfunktionen und die Zeitabhängigkeit in den Knotenverschiebungen berücksichtigt wird. Üblicherweise werden die Ansatzfunktionen noch auf ein normiertes Koordinatensystem transformiert. Das

Prinzip der virtuellen Arbeit für das Gesamtgebiet kann nun auch diskretisiert dargestellt werden,

$$\sum_{e=1}^{n_e} \int_{\Omega_e} \boldsymbol{\sigma} : \text{grad } \delta \mathbf{u}_e^h \, d\Omega_e - \sum_{e=1}^{n_e} \left[\int_{\Omega_e} \rho (\mathbf{b} - \ddot{\mathbf{u}}_e^h) \cdot \delta \mathbf{u}_e^h \, d\Omega_e + \int_{\partial\Omega_e} \mathbf{t} \cdot \delta \mathbf{u}_e^h \, d\partial\Omega_e \right] = 0. \quad (2.42)$$

Da die virtuellen Verschiebungen beliebig sein müssen können sie gekürzt werden. Das resultierende Gleichungssystem für ein Element lautet unter Berücksichtigung von Verschiebungs-Verzerrungs-Relationen (mit der Matrix der örtlich differenzierten Ansatzfunktionen $\mathbf{B}_u = \mathbf{D}_{\varepsilon u} \mathbf{H}_u$ und dem Differentialoperator $\mathbf{D}_{\varepsilon u}$) und eines Stoffgesetzes mit der Tangentensteifigkeit \mathbf{E}_t

$$\underbrace{\int_{\Omega_e} \rho \mathbf{H}_u^T \mathbf{H}_u \, d\Omega_e}_{\mathbf{M}_e} \ddot{\mathbf{u}}_e + \underbrace{\int_{\Omega_e} \mathbf{B}_u^T [\mathbf{E}_t] \mathbf{B}_u \, d\Omega_e}_{\mathbf{K}_{e,t}} \mathbf{u}_e - \underbrace{\int_{\Omega_e} \rho \mathbf{H}_u^T \mathbf{b} \, d\Omega_e}_{\mathbf{f}_{e,v}} - \underbrace{\int_{\partial\Omega_e} \mathbf{H}_u^T \mathbf{t} \, d\partial\Omega_e + \sum_i \mathbf{H}_{u_i}^T \mathbf{f}_i}_{\mathbf{f}_{e,a}} = 0. \quad (2.43)$$

Dabei ist \mathbf{M}_e die Elementmassenmatrix, $\mathbf{K}_{e,t}$ die tangentialen Elementsteifigkeitsmatrix und $\mathbf{f}_{e,v}$ bzw. $\mathbf{f}_{e,a}$ sind die Elementlastvektoren aus eingepprägten Volumenlasten bzw. Randlasten und Einzellasten. So lässt sich das abgekürzte Bewegungsdifferentialgleichungssystem für ein Element aufstellen,

$$\mathbf{M}_e \ddot{\mathbf{u}}_e + \mathbf{K}_{e,t} \mathbf{u}_e = \mathbf{f}_{e,v} + \mathbf{f}_{e,a}. \quad (2.44)$$

Durch Assemblierung der Elementmassenmatrizen zu einer Systemmassenmatrix \mathbf{M}_S , der Elementsteifigkeitsmatrizen zu einer (tangentialen) Systemsteifigkeitsmatrix $\mathbf{K}_{S,t}$, der Elementlastvektoren zu einem Systemlastvektor \mathbf{f}_S sowie Vektoren der globalen Knotenverschiebungen \mathbf{u}_S bzw. -beschleunigungen $\ddot{\mathbf{u}}_S$ kann das Gleichungssystem für das gesamte System aufgestellt werden^{2.18},

$$\mathbf{M}_S \ddot{\mathbf{u}}_S + \mathbf{K}_{S,t} \mathbf{u}_S = \mathbf{f}_S. \quad (2.45)$$

Gleichung 2.45 stellt die diskretisierte Bewegungsdifferentialgleichung des zu betrachtenden Körpers dar. Zur Lösung dieses Anfangsrandwertproblems sind Randbedingungen und Anfangsbedingungen erforderlich (z. B. von außen wirkende Kräfte, mechanische Lagerbedingungen oder Anfangsgeschwindigkeit).

2.4.2 Numerische Lösung

Zur Lösung der Bewegungsdifferentialgleichung eines diskretisierten Körpers (Gleichung 2.45) stehen verschiedene Methoden zur Verfügung. Im Folgenden werden gängige Lösungsverfahren für zeitunabhängige und zeitabhängige Probleme zusammengefasst. Im Zuge der Lösung der Bewegungsdifferentialgleichung ist häufig eine Integration der Materialgleichungen erforderlich, die ebenfalls diskutiert wird.

Zeitunabhängige Probleme (statische Analyse)

Für den Fall zeitunabhängiger Probleme reduziert sich das in Gleichung 2.45 beschriebene Anfangsrandwertproblem auf ein Randwertproblem. Der Trägheitsterm $\mathbf{M}_S \ddot{\mathbf{u}}_S$ entfällt und die Bewegungsdifferentialgleichung lässt sich als algebraisches Gleichungssystem

$$\mathbf{K}_{S,t} \mathbf{u}_S = \mathbf{f}_S \quad (2.46)$$

^{2.18}Bei einer dynamischen Analyse wird häufig auf der linken Seite der Gleichung noch ein Dämpfungsterm $\mathbf{C} \dot{\mathbf{u}}_S$ berücksichtigt. In der Darstellung hier wird er aus Gründen der Übersichtlichkeit vernachlässigt. Auch in der Steifigkeitsmatrix können Dämpfungsterme enthalten sein.

schreiben, wobei die Größen \mathbf{u}_S zu bestimmen sind. Zur Lösung einer solchen Problemstellung werden Gleichungslöser eingesetzt.

Ist das Gleichungssystem linear (z. B. elastisches Materialverhalten oder lineares Subproblem), können Eliminationsmethoden und iterative Löser angewendet werden. Bei nichtlinearem Gleichungssystem (z. B. elastoplastisches Materialverhalten) werden iterative Algorithmen eingesetzt wie z. B. NEWTON-RAPHSON-Verfahren oder das Bogenlängenverfahren. Als Subproblem muss dabei auch das linearisierte Problem gelöst werden. Ein Konvergenzkriterium muss definiert werden, bei dessen Erreichen der Algorithmus endet.

Zeitabhängige Probleme (dynamische Analyse)

Die Bewegungsdifferentialgleichung 2.45 stellt im allgemeinen Fall ein zeitabhängiges und damit ein Anfangsrandwertproblem dar. Für die numerische Lösung ist neben der bereits erfolgten örtlichen Diskretisierung eine Zeitdiskretisierung erforderlich. Das Grundprinzip ist dabei, die kontinuierliche Zeitfunktion nur zu bestimmten Zeitpunkten zu berechnen. Grundsätzlich wird zwischen expliziter und impliziter Zeitintegration unterschieden.

Bei der **expliziten Zeitintegration** wird die Bewegungsdifferentialgleichung zum Zeitpunkt t_n aufgestellt. Meist werden mittels der Methode der zentralen Differenzen die Geschwindigkeiten und Beschleunigungen zum Zeitpunkt t_n durch

$$\dot{\mathbf{u}}_n = \frac{\mathbf{u}_{n+1} - \mathbf{u}_{n-1}}{2\Delta t} \quad \text{und} \quad (2.47)$$

$$\ddot{\mathbf{u}}_n = \frac{\mathbf{u}_{n+1} - 2\mathbf{u}_n + \mathbf{u}_{n-1}}{(\Delta t)^2}. \quad (2.48)$$

approximiert. So entsteht ein Gleichungssystem (Gleichungen 2.45, 2.47 und 2.48), das nach \mathbf{u}_{n+1} aufgelöst werden kann. Dabei muss lediglich die Massenmatrix invertiert werden. Häufig wird bei expliziten Verfahren die sogenannte *lumped* Massenmatrix verwendet, die Diagonalform besitzt und somit trivial zu invertieren ist. Die Gleichungen sind dann voneinander entkoppelt, weshalb kein iterativer Gleichungslöser erforderlich ist; zudem muss keine Systemsteifigkeitsmatrix aufgestellt werden. Die Rechenzeit je Zeitschritt ist vergleichsweise gering und die Lösung ist auch bei starken Nichtlinearitäten noch stabil^{2,19}. Der Zeitschritt Δt ist bei expliziten Verfahren allerdings durch einen kritischen Zeitschritt Δt^{crit} begrenzt, der sich an der höchsten Eigenfrequenz des Systems ω_{max} orientiert,

$$\Delta t \leq \Delta t^{crit} = \frac{2}{\omega_{max}}. \quad (2.49)$$

Dieses Kriterium kann in das sogenannte COURANT-FRIEDRICHS-LEWY-Stabilitätskriterium (siehe [CFL28] und NASDALA [Nas12]) überführt werden, das eine elementweise Abschätzung des stabilen Zeitinkrements anhand der kleinsten Elementabmessung L_{min} und der Wellenausbreitungsgeschwindigkeit im Material c erlaubt,

$$\Delta t^{crit} = \frac{L_{min}}{c} = \frac{L_{min}}{\sqrt{\frac{E(1-\nu)}{\rho(1+\nu)(1-2\nu)}}}. \quad (2.50)$$

Aufgrund der kleinen Zeitschritte, aber auch der Fähigkeit nichtlineare Problemstellungen stabil zu lösen, wird das explizite Verfahren meist zur Lösung kurzzeitdynamischer Probleme angewendet, bei denen große Nichtlinearitäten auftreten können (z. B. Simulation von Aufprallvorgängen). Der explizite Löser kann unter Umständen auch bei Problemen größerer

^{2,19} Allerdings sollte die Energiebilanz geprüft werden, da Instabilitäten durchaus auftreten können, aber nicht sofort als solche erkennbar sind. In der Energiebilanz machen sie sich durch fälschliche Generierung von Energie bemerkbar.

Zeitskala (quasistatische Probleme) effizient eingesetzt werden, indem über eine sogenannte Massenskalierung der kritische Zeitschritt deutlich erhöht wird, siehe z. B. NASDALA [Nas12].

Beim **impliziten Verfahren** wird die Bewegungsdifferentialgleichung zum Zeitpunkt t_{n+1} aufgestellt. Die Zeitintegration wird meist nach dem NEWMARK-Verfahren vorgenommen. Dabei werden die Verschiebungen und Geschwindigkeiten zum Zeitpunkt t_{n+1} approximiert durch

$$\mathbf{u}_{n+1} = \mathbf{u}_n + \Delta t \dot{\mathbf{u}}_n + \frac{(\Delta t)^2}{2} [(1 - 2\beta)\ddot{\mathbf{u}}_n + 2\beta\ddot{\mathbf{u}}_{n+1}] \quad \text{und} \quad (2.51)$$

$$\dot{\mathbf{u}}_{n+1} = \dot{\mathbf{u}}_n + \Delta t [(1 - \gamma)\ddot{\mathbf{u}}_n + \gamma\ddot{\mathbf{u}}_{n+1}]. \quad (2.52)$$

Die Parameter $\beta = [0; 0,5]$ und $\gamma = [0; 1]$ sind Konstanten, die das Verhalten des Integrationsverfahrens bestimmen^{2.20}. Das Gleichungssystem (Gleichungen 2.45, 2.51 und 2.52) kann nun nach den Beschleunigungen $\ddot{\mathbf{u}}_{n+1}$ aufgelöst werden, woraus die Geschwindigkeiten und Verschiebungen resultieren. Die Gleichungen sind jedoch gekoppelt, was ein iteratives Vorgehen zur Lösung erfordert (äquivalent zur statischen Analyse). Dazu ist die tangentielle Steifigkeitsmatrix nötig, die vom Materialmodell bereitgestellt werden muss. Außerdem muss die Gesamtsteifigkeitsmatrix invertiert werden (bzw. das Gleichungssystem muss gelöst werden). Im Vergleich zum expliziten Verfahren ist der Rechenaufwand je Zeitschritt hoch, allerdings ist die Zeitschrittweite meist weniger stark beschränkt. Bei starken Nichtlinearitäten können Konvergenzprobleme auftreten. Implizite Verfahren werden daher meist bei Problemstellungen mit großen Zeitspannen und ohne ausgeprägte Nichtlinearitäten oder in der linearen Dynamik angewendet. Alternativen zum NEWMARK-Verfahren sind das erweiterte NEWMARK-Verfahren nach HILBER, HUGHES & TAYLOR [HHT77] und das EULER-Rückwärts-Verfahren.

Beispielhafte Vergleichsrechnungen, die die Vor- und Nachteile expliziter und impliziter Zeitintegration veranschaulichen, finden sich z. B. bei SUN, LEE & LEE [SLL00] oder HÜBEL & KÖNIG [HK02].

Integration der Materialgleichungen

Sind die konstitutiven Materialgleichungen in Ratenform definiert, müssen sie über die Zeit integriert werden, wobei auf inkrementelle Objektivität geachtet werden muss. Der entsprechende numerische Algorithmus wird im Englischen als *stress update algorithm* bezeichnet (siehe BELYTSCHKO, LIU & MORAN [BLM01]), da er letztendlich die Spannungsgrößen liefert, die von der Materialroutine zurück an den FE-Löser gegeben werden. Breite Anwendung findet der Integrationsalgorithmus nach HUGHES & WINGET [HW80]. Danach lässt sich bei elastischer Deformation der Spannungszustand zum Zeitpunkt t_{n+1} berechnen nach

$$\boldsymbol{\sigma}_{n+1} = \tilde{\boldsymbol{\Lambda}}_{\Delta} \boldsymbol{\sigma}_n \tilde{\boldsymbol{\Lambda}}_{\Delta}^T + \Delta t \mathbf{E}_t : \mathbf{D}_{n+\frac{1}{2}}. \quad (2.53)$$

Dabei ist $\tilde{\boldsymbol{\Lambda}}_{\Delta}$ die nach

$$\tilde{\boldsymbol{\Lambda}}_{\Delta} = \left[\mathbf{I} - \frac{1}{2} \Delta t \mathbf{W}_{n+\frac{1}{2}} \right]^{-1} \left[\mathbf{I} + \frac{1}{2} \Delta t \mathbf{W}_{n+\frac{1}{2}} \right]. \quad (2.54)$$

approximierte inkrementelle Rotation (siehe auch NETO, PERIC & OWENS [NPO08]) und $\mathbf{D}_{n+\frac{1}{2}}$ der Verzerrungsgeschwindigkeitstensor, ermittelt zum Zeitpunkt $t_{n+\frac{1}{2}}$ nach der verallgemeinerten Mittelpunktsregel. Bei plastischer Deformation wird der nach Gleichung 2.53 ermittelte Spannungszustand als „elastische Trial-Spannung“ $\boldsymbol{\sigma}_{n+1}^{tr}$ bezeichnet und in die

^{2.20}Für $\beta = 0$ und $\gamma = 0,5$ entsprechen die Gleichungen dem expliziten Verfahren.

Fließbedingung aus Gleichung 2.37 eingesetzt (Prädiktorschritt). Bei Verletzung der Fließbedingung ($\Phi(\boldsymbol{\sigma}_{n+1}^{tr}) > 0$) muss der Trial-Spannungszustand iterativ auf die Fließfläche zurückgeführt werden (Korrektorschritt). So wird der Spannungszustand zum Zeitpunkt t_{n+1} ermittelt, der sich bei plastischer Deformation einstellt (*return mapping*). Bei Verwendung eines impliziten Zeitintegrationsverfahrens ist darauf zu achten, dass der elastoplastische Tangentenmodul (tangente Steifigkeitsmatrix) konsistent zum Integrationsalgorithmus berechnet wird.

2.5 Zusammenfassung

Die sicherheitstechnischen Anforderungen an Transportbehälter für hochradioaktive Stoffe wurden in Abschnitt 2.1 beschrieben und gängige Stoßdämpferbauformen wurden vorgestellt. Dabei wurde deutlich, dass Fichtenholz in Stoßdämpfern von Transportbehältern für radioaktive Stoffe maßgeblich dynamische Drucklasten erfährt. Das Holz ist dabei von Stahlblech umgeben und somit in seiner seitlichen Ausdehnung eingeschränkt. Randbedingungen bezüglich Beanspruchung, Dehnrate und Temperatur, die in der Arbeit berücksichtigt werden sollen, wurden abgeleitet. Damit wurde ein Teil von Punkt 1 der Strategie (Abschnitt 1.1) bereits erfüllt.

Fichtenholz ist ein inhomogenes, anisotropes und poröses Material, was in Abschnitt 2.2 verdeutlicht wurde. Es existieren zahlreiche Einflussgrößen auf sein mechanisches Verhalten. Diese Komplexität weist darauf hin, dass bei den experimentellen und numerischen Untersuchungen in dieser Arbeit Einschränkungen und Annahmen, wie z. B. die transversal isotroper Materialeigenschaften, vorgenommen werden müssen.

Anschließend wurden in Abschnitt 2.3 Grundlagen der Kontinuumsmechanik zusammengestellt. Neben der Einführung relevanter Größen von Deformation und Spannung wurden allgemeine Materialbeschreibungen erläutert. Mit der Formulierung von Bilanzgleichungen und schließlich des Prinzips der virtuellen Arbeit wurde die Verknüpfung der eingeführten Größen zu einem Anfangsrandwertproblem gezeigt.

Die Finite-Elemente-Methode wurde als Werkzeug zur Lösung dieses Anfangsrandwertproblems in Abschnitt 2.4 in ihren Grundzügen erläutert. Die örtliche und zeitliche Diskretisierung der kontinuumsmechanischen Gleichungen wurden dargestellt und relevante Möglichkeiten der numerischen Lösung aufgezeigt.

3 Experimentelle Untersuchungen mit Fichtenholz

Die mechanische Belastung von Fichtenholz in einer Stoßdämpferkonstruktion besteht hauptsächlich aus dynamischen Drucklasten, wie in Abschnitt 2.1.3 gezeigt wurde. Die resultierenden Stauchgrade betragen bis zu 65%. Dabei variiert bei vielen Konstruktionen die Faser-Last-Richtung, außerdem ist die seitliche Ausdehnung des Fichtenholzes durch umgebende Bleche eingeschränkt. Durch die mögliche Restwärmeleistung eines Behälterinhalts sowie die Umgebungsbedingungen kann zusätzlich die Temperatur der Fichtenholzfällung im Stoßdämpfer variieren. In diesem Kapitel soll eine Datenbasis für das mechanische Verhalten von Fichtenholz unter diesen Randbedingungen zur Verfügung gestellt werden, die zur Entwicklung numerischer Modelle herangezogen werden kann.

Eine Literaturrecherche zur Erfassung des aktuellen Kenntnisstands des mechanischen Verhaltens von Fichtenholz unter den genannten Randbedingungen erfolgt in Abschnitt 3.1. Anschließend werden in Abschnitt 3.2 die im Zuge dieser Arbeit durchgeführten experimentellen Untersuchungen beschrieben. Sie umfassen in erster Linie Druckversuche mit Fichtenholzproben, um die Einflüsse von Faser-Last-Orientierung, Querdehnungsbehinderung, Dehnrate und Temperatur zu ermitteln. Daneben wurden Untersuchungen zur Temperaturverteilung in einer Probe und zum Reibkoeffizienten Fichtenholz-Stahl durchgeführt, die weitere Informationen für die Auswertung der Druckversuche liefern. Mit der Diskussion der Versuchsergebnisse wird in Abschnitt 3.3 das mechanische Verhalten von Fichtenholz im Hinblick auf die Anwendung im Stoßdämpfer charakterisiert. Die gewonnenen Erkenntnisse werden in Abschnitt 3.4 noch einmal zusammenfassend diskutiert.

3.1 Aktueller Kenntnisstand

Der folgende Abschnitt beinhaltet die Literaturrecherche, mit deren Hilfe der aktuelle Kenntnisstand des Verhaltens von Fichtenholz unter Druckbelastung dargelegt wird. Im Gegensatz zu den allgemeinen Betrachtungen der mechanischen Eigenschaften von Fichtenholz in Abschnitt 2.2 werden hier Untersuchungen aufgeführt, die große Stauchgrade berücksichtigen. Sie besitzen somit eine unmittelbare Relevanz für die Anwendung im Stoßdämpfer. Zunächst werden Untersuchungen des grundlegenden Verhaltens von Holz bei großen Stauchgraden gezeigt. Anschließend werden Untersuchungen zu den Einflussparametern Temperatur, Dehnrate und seitlicher Stützung erläutert.

3.1.1 Grundlegendes Verhalten von Holz unter Druckbelastung

Die mikrostrukturellen Versagensmechanismen von Holz unter Druckbelastung und bei großen Stauchgraden beschreiben GIBSON & ASHBY [GA97] wie folgt:

Bei **Last parallel zur Faser** werden die Tracheiden in longitudinaler Richtung komprimiert. Bei spezifisch leichten Holzarten (z. B. Balsa) kollabieren die Zellen bei Erreichen der Bruchkraft (siehe Fußnote 2.12 in Abschnitt 2.2.2) dort, wo ihre Enden zusammentreffen, siehe Abbildung 3.1 (Mitte). Die Zellen verschieben sich ineinander, was zu einem Kraftabfall führt (siehe auch Abbildung 3.4 am Beispiel von Balsaholz). DA SILVA & KYRIAKIDES [SK07] zeigen für Balsaholz, dass der relative Kraftabfall mit höherer Rohdichte größer wird. Bei fortschreitender Kompression unterliegen weitere Zellen diesem Mechanismus, was in An- und Abstiege der Kraftkurve resultiert. Sind alle Zellen ineinandergeschoben, beginnt der Bereich der Verfestigung (stark ansteigende Druckkraft), wo hauptsächlich

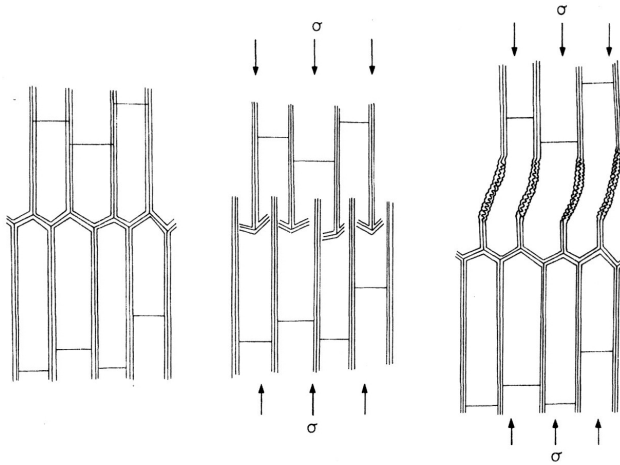


Abbildung 3.1: Schematische mikromechanische Kompressionsmechanismen von Holz bei Belastung parallel zur Faser nach GIBSON & ASHBY [GA97]. Unverformte Struktur (links); Versagensmechanismus bei Holzarten geringer Rohdichte (Mitte) und höherer Rohdichte (rechts)

Zellwandmaterial verdichtet wird. Bei Holzarten höherer Rohdichte (auch Fichtenholz) sind die Zellendverbindungen tragfähiger und bei Erreichen der Bruchkraft knicken die Zellen seitlich aus, Abbildung 3.1 (rechts). Dieser Mechanismus führt auch zu einem Festigkeitsabfall und ist mit einer lateralen Verschiebung und auch Reorientierung von Zellbereichen verknüpft (Deformationsmechanismus „Faserknicken“). Die Kraftkurve fällt linear ab und aufgrund des Ausweichens der Zellen wird der Bereich der Verfestigung meist nicht mehr erreicht (vergleiche REITERER & STANZL-TSCHEGG [RT01]). Auf der Makroebene zeigt sich das Ausknicken von Zellen in Form von lokalen Dehnungsbändern. BARISKA & KUCERA [BK85] nennen diese Dehnungsbänder „Fehlerebenen“, POULSEN [Pou98] nennt sie *kink bands* bzw. „Kinkbänder“. In POULSENS Untersuchungen mit fehlerfreien Fichtenholzproben traten Kinkbänder nur einzeln und in der tangentialen Ebene unter einem Winkel von ca. 23° auf. Die Entstehung von Kinkbänder wird auch von POULSEN ET AL. [PMS⁺97] und BYSKOV ET AL. [BCC⁺02] diskutiert. GROSE [Gro05] beobachtete ein Auseinanderbrechen („Splitting“) von Fichtenholzproben, das nach der Entwicklung von Kinkbändern an Fehlstellen initiiert wurde. Damit verbunden war ein etwa linearer Kraftabfall. Auch NEUMANN [Neu09] berichtet über eine Längsspaltung (verbunden mit seitlicher Ausdehnung) von Fichtenholzproben nach Ausbildung eines Kinkbandes, wobei die Druckkraft zunächst etwa linear abnahm und schließlich auf einem geringen Restniveau verblieb.

Last in radialer Richtung führt zu einer Verformung der Zellquerschnitte, Abbildung 3.2. Im linear-elastischen Bereich findet eine gleichmäßige Verformung statt, der auf Biegung der Zellwände beruht. Der Beginn des plastischen Bereiches ist durch ein lokales Versagen von Holzstrahlen und benachbarten Zellen im Frühholzbereich gekennzeichnet, was durch einen leichten Knick im Druckkraftverlauf zu erkennen ist (Abbildung 3.4 am Beispiel von Balsaholz). Für Nadelhölzer zeigen ANDO & ONDA [AO99], dass das Versagen an Stellen lokal geringer Dichte und Zellwanddicke auftritt und in Schubbeanspruchung und schließlich Bruch der Zellwände resultiert (Deformationsmechanismus „Kollabieren der Zellquerschnitte“). Im weiteren Verlauf werden Frühholzzellen nach dem gleichen Mechanismus verformt, was bei Fichtenholz zu einem konstanten oder leicht ansteigenden Kraftplateau

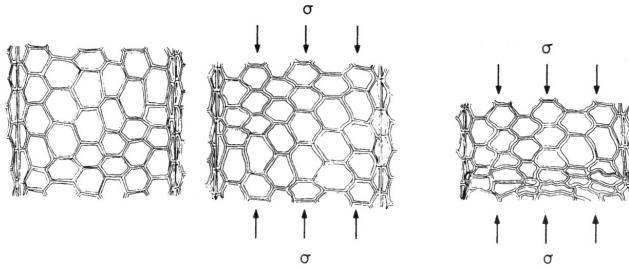


Abbildung 3.2: Schematische mikromechanische Kompressionsmechanismen von Holz bei Belastung in radialer Richtung nach GIBSON & ASHBY [GA97]. Unverformte Struktur (links); linear-elastische Verformung (Mitte) und lokal kollabierte Zellen bei plastischer Verformung (rechts)

führt (TABARSA & CHUI [TC00]). Nach Kompression der Frühholzzellen werden Spätholz zellen komprimiert, was sich durch einen Anstieg der Kraftkurve erkennen lässt (Beginn des Verfestigungsbereiches). Sind auch diese Zellen vollständig kollabiert, wird nur noch Zellwandmaterial komprimiert (Verfestigungsbereich). Grundsätzlich ist das Festigkeitsniveau bei Last in radialer Richtung deutlich geringer als in paralleler Richtung (nach GIBSON & ASHBY [GA97] um den Faktor 0,05 bis 0,5), da die Mikrostruktur eine geringere Steifigkeit hat. Bei radialer Belastung von Fichtenholzproben beobachtete NEUMANN [Neu09] auf der Makroebene eine seitliche Ausdehnung in die tangentielle Richtung.

Bei **Last in tangentialer Richtung** liegen die Holzstrahlen senkrecht zur Lastrichtung, Abbildung 3.3. Nach TABARSA & CHUI [TC01] ist das der Hauptgrund dafür, dass sich die radiale und tangentielle Richtung in ihrem Druckkraftverhalten unterscheiden. Der Unterschied in beiden Richtungen ist größer bei Holzarten mit breiten Holzstrahlen wie z. B. Eiche. Bei Holzarten ohne ausgeprägten Früh- und Spätholzstruktur werden die Zellen gleichförmig elastisch und anschließend gleichförmig plastisch deformiert. Der Übergang vom elastischen in den plastischen Bereich ist im Kraftverlauf weich, siehe Abbildung 3.4 am Beispiel von Balsa. Bei Holzarten mit ausgeprägter Früh- und Spätholzstruktur wie z. B. Fichtenholz findet nach einer gleichmäßigen elastischen Deformation ein lokales Ausknicken von Bereichen versteifender Spätholz zellen statt. Das führt zu einer leichten Entfestigung im Druckkraftverlauf (TABARSA & CHUI [TC01]). Bei steigender Deformation bleibt die Kraft, wie schon bei Last in radialer Richtung, konstant oder steigt leicht an. Nach Schließen der Zellen findet auch hier eine Verfestigung statt. Bei Last in tangentialer Richtung findet auf der Makroebene eine seitliche Ausdehnung von Fichtenholz in radialer Richtung statt (siehe NEUMANN [Neu09]).

Die für Stoßdämpfer benötigte Energieabsorption wird also hauptsächlich durch Verformung und Schädigung der Mikrostruktur der Holzfüllung erzielt. Holz ist grundsätzlich gut zur Energieabsorption geeignet, da es ähnlich wie organische oder auch Metallschäume ein in etwa konstantes Druckkraftniveau aufweist, bevor die Verfestigung beginnt. Dieses Kraftniveau kann unter anderem durch die Holzart und die Faserorientierung an die jeweiligen Anforderungen angeglichen werden.

3.1.2 Einflussgrößen

Für diese Arbeit sind, neben der bereits diskutierten Faserorientierung, hauptsächlich die Einflüsse von Dehnrage, Temperatur und seitlicher Stützung auf das Verhalten von Fichtenholz unter Druckbelastung bei großen Stauchgraden relevant (siehe auch Abschnitt 2.1.3).

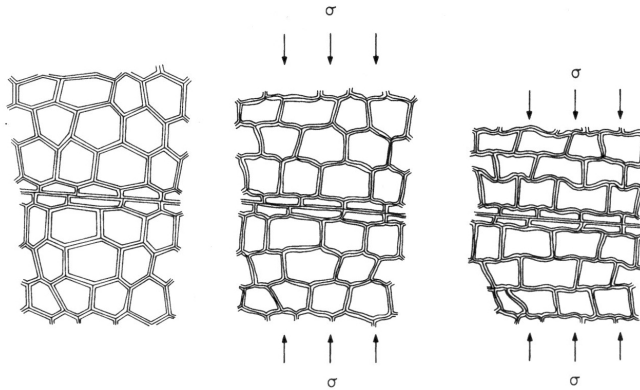


Abbildung 3.3: Schematische mikromechanische Kompressionsmechanismen von Holz bei Belastung in tangentialer Richtung nach GIBSON & ASHBY [GA97]. Unverformte Struktur (links); linear-elastische Verformung (Mitte) und deformierte Zellen bei plastischer Verformung (rechts)

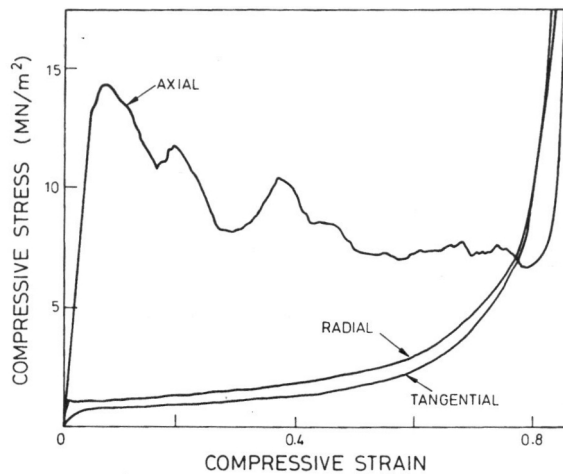


Abbildung 3.4: Spannungs-Dehnungs-Kurve der Kompression von Balsaholz in paralleler, radialer und tangentialer Richtung nach EASTERLING ET AL. [EHG⁺82] (in P-Richtung nicht qualitativ übertragbar auf Holzarten höherer Rohdichte)

Einige Untersuchungen zu diesen und weiteren Einflussgrößen werden im Folgenden zusammengefasst.

Einfluss der Dehnrates

UHMEIER & SALMEN [US96] führten Druckversuche an Fichtenholzproben in radialer Richtung durch (Stauchgrad bis 50 %, Probengröße $10 \times 10 \times 20 \text{ mm}^3$). Sie stellten eine deutliche Erhöhung der Druckkraftkurve um ca. den Faktor 2 bei Erhöhung der Dehnrates von $0,0025 \text{ 1/s}$ auf 25 1/s fest. Auch TABIEI & WU [TW00] betonen, dass Holz insbesondere in radialer Richtung eine (nichtlineare) Dehnratesabhängigkeit aufweist.

Die Druckversuche mit Fichtenholzproben von WIDEHAMMAR [Wid04] (Stauchgrad etwa 40 %, Probengröße $12 \times 12 \times 6 \text{ mm}^3$) zeigen, dass in paralleler, radialer und tangentialer Richtung eine Dehnratesabhängigkeit vorhanden ist. Die jeweiligen Druckkraftkurven erhöhen sich um ungefähr den Faktor 1,5 bei Steigerung der Dehnrates von $0,008 \text{ 1/s}$ auf 1000 1/s . Der Unterschied zu den Versuchen von UHMEIER & SALMEN ist durch einen anderen Feuchtegehalt der Proben zu erklären.

NEUMANN [Neu09], siehe auch NEUMANN ET AL. [NHD⁺11], untersuchte Fichtenholz bei Dehnrates von $0,01 \text{ 1/s}$ bis 30 1/s und einem Stauchgrad von ca. 70 %. Er zeigt eine Erhöhung der Bruchkraft um den Faktor 1,4 (parallele Richtung) und 1,3 (radiale Richtung). Im Entfestigungs- und Plateaubereich verhinderte ein Materialverlust der Proben (seitliches „Wegfliegen“) eine sinnvolle Auswertung der Ergebnisse. Die Proben waren mit Abmessungen von $100 \times 100 \times 100 \text{ mm}^3$ deutlich größer als die der Versuche von UHMEIER & SALMEN und WIDEHAMMAR, wodurch dieses Verhalten vermutlich erst ermöglicht wurde.

VURAL & RAVICHANDRAN [VR03] zeigen für Balsaholz, dass nur die Bruchkraft, nicht aber der Plateaubereich von der Dehnrates beeinflusst wird. Eine Steigerung der Dehnrates von $0,0013 \text{ 1/s}$ auf 3000 1/s führte zu einem verfrühten Beginn des Verfestigungseffektes.

Einfluss der Temperatur

UHMEIER & SALMEN [US96] untersuchten Fichtenholz unter Druckbelastung bei verschiedenen Temperaturen von 15°C bis 98°C . Sie stellten einen linearen Zusammenhang zwischen Temperatur und Druckkraftniveau fest. Eine Temperatur von 80°C senkt das Kraftniveau um ca. 50 % im Vergleich zum Niveau bei 15°C .

HERMANSON [Her96] beobachtete bei Rotholz (*SEQUOIA SEMPERVIRENS*), dass eine Anhebung oder Absenkung der Probentemperatur den Druckkraftverlauf für alle Faserorientierungen in etwa gleichmäßig verschiebt. Bei -29°C wird die Druckkraft um etwa 50 % gegenüber der Kurve bei Umgebungstemperatur angehoben. Bei 66°C sinkt die Kraftkurve um etwa 50 % gegenüber der Kurve bei Umgebungstemperatur.

Einfluss der seitlichen Stützung

Holz wird im Stoßdämpfer durch die umliegenden Bleche und benachbarten Holzfüllungen seitlich gestützt. Folgende Untersuchungen berücksichtigen den Einfluss einer seitlichen Stützung während des Stauchvorgangs:

REDDY & ALHASSANI [RA93] führten quasistatische und dynamische Druckversuche an Stahlblechprofilen ($100 \times 50 \times 150 \text{ mm}^3$) durch, die mit Rotholz verschiedener Orientierung gefüllt waren. Der Stauchgrad betrug ca. 50 %. Im Gegensatz zu ungefüllten Profilen findet bei den mit Holz gefüllten Profilen eine deutliche seitliche Ausdehnung statt. Die Druckkraft der holzgefüllten Profile ist um ca. 50 % höher als die aufaddierten Druckkräfte der Profile und des Holzes, was auf eine Erhöhung des Festigkeitsniveaus von Holz durch eine seitliche Stützung hinweist.

Bei Fichtenholzproben ($100 \times 100 \times 100 \text{ mm}^3$) konnte NEUMANN [Neu09] den signifikanten Einfluss einer Blechummantelung zeigen: Parallel zur Faser belastet existiert ein Einfluss erst im Plateaubereich und noch nicht bei der Bruchkraft. Bei einem Stauchgrad von 50 % wird die erforderliche Druckkraft durch die seitliche Stützung um den Faktor 1,29 erhöht. Durch das Verhindern des Wegbrechens von Probenteilen wird im Gegensatz zu nicht ummantelten Proben der Bereich einer Verfestigung erreicht. In radialer Richtung erhöht sich die Bruchkraft durch die Blechummantelung um den Faktor 1,29 und der Plateaubereich wird bei einem Stauchgrad von 50 % um den Faktor 1,35 angehoben. NEUMANN folgert, dass seitliche Auflasten zu einer deutlichen Versteifung in Lastrichtung führen.

HERMANSON [Her96], siehe auch CRAMER, HERMANSON & MCMURTRY [CHM96], untersuchte in lateraler Richtung vollständig dehnungsbehinderte Proben aus Rotholz. Die Abmessungen der Proben betragen $102 \times 102 \times 102 \text{ mm}^3$, der Stauchgrad ca. 70 %. Neben den Druckkraftverläufen in paralleler, radialer und tangentialer Richtung stellt er auch die Kräfte dar, die bei der Stauchung in lateraler Richtung (Richtung der Dehnungsbehinderung) wirken. Die lateralen Kräfte liegen bei Last in paralleler Richtung in der Größenordnung von 10 % der Druckkraft; bei Last in radialer Richtung erreicht die laterale Kraft in tangentialer Richtung ca. 50 % der Druckkraft und umgekehrt. HERMANSON zeigt damit, dass bei Behinderung der seitlichen Ausdehnung ein mehrachsiger Spannungszustand in der Probe herrscht. Er führte allerdings keinen Vergleich zu nicht ausdehnungsbehinderten Versuchen durch, was keine Einschätzung des Einflusses der lateralen Dehnungsbehinderung auf das Druckkraftniveau ermöglicht.

REID & PENG [RP97] untersuchten den Druckkraftverlauf von fünf Holzarten unter vollständiger lateraler Dehnungsbehinderung. Die Proben hatten zylindrische Form (Durchmesser 75 mm, Höhe 75 mm) und wurden von einem massiven Stahlrohr in ihrer lateralen Ausdehnung behindert. Die grundsätzliche Charakteristik der gewonnenen Druckkraftverläufe ist der von HERMANSON beschriebenen ähnlich. Abhängig von der Holzart ist das Kraftniveau der Kurven unterschiedlich hoch und die Verfestigung setzt bei unterschiedlichen Stauchgraden ein. Da sich die Untersuchungen auf den Einfluss der Dehnrate konzentrieren, kann auch hier keine direkte Aussage zum Einfluss der lateralen Dehnungsbehinderung getroffen werden (kein Vergleich mit nicht ausdehnungsbehinderten Versuchen wird vorgenommen). Gleiches gilt für die ähnlichen Versuche von HARRIGAN ET AL. [HRT⁺05].

Sonstige Einflüsse

UHMEIER & SALMEN [US96] berichten anhand ihrer Druckversuche mit Fichtenholz in radialer Richtung, dass die Druckkraft auf einem geringeren Niveau verläuft, wenn der Feuchtegehalt von 32 % auf 60 % (bereits oberhalb der Fasersättigung) angehoben wird. Wird gleichzeitig die Dehnrate erhöht, erhöht sich das Kraftniveau, was auf den Strömungswiderstand des freien Wassers zurückgeführt wird. WIDEHAMMAR [Wid04] untersuchte ofentrocknetes, fasergesättigtes und wassergesättigtes Fichtenholz. Im trockenen Zustand sind die Kraftverläufe am höchsten und mit höherem Feuchtegehalt sinken sie. Wie bereits bei UHMEIER & SALMEN steigt – in tangentialer und radialer Richtung – der Kraftverlauf jedoch wieder bei hoher Dehnrate bei wassergesättigten Proben im Vergleich zu fasergesättigten Proben. Die qualitative Charakteristik, z. B. das Ausmaß des Entfestigungseffektes, wird ebenfalls vom Feuchtegehalt beeinflusst.

Bezüglich des Dichteinflusses berichten VURAL & RAVICHANDRAN [VR03] und DA SILVA & KYRIAKIDES [SK07] mit Bezug auf Balsaholz, dass das Druckkraftniveau mit steigender Rohdichte grundsätzlich steigt.

Zum Einfluss der Probengröße und -form bei großen Stauchgraden können aus Mangel an Untersuchungen nur indirekte Aussagen getroffen werden. Um die Entwicklung von Kinkbändern und die damit verbundene seitliche Ausdehnung der Proben zu verhindern, verwen-

deten ADALIAN & MORLIER [AM02] beispielsweise sehr gedrungene Proben. Im Gegensatz zu den bereits erwähnten Versuchen von NEUMANN und GROSSE wurde so ein deutlicher Bereich der Verfestigung erreicht, da Material aufgrund der sehr kurzen Faserlänge seitlich nicht stark ausweichen konnte.

3.1.3 Schlussfolgerungen

Zum Verhalten von Fichtenholz unter Druckbelastung und großen Stauchgraden sind bereits ausführliche Untersuchungen über die grundsätzlichen Deformationsmechanismen vorhanden. Auch zur Charakteristik des Druckkraftverlaufs in Abhängigkeit von Faserorientierung, Dehnrates, Temperatur und seitlicher Stützung wurden einige Untersuchungen durchgeführt. Viele dieser Untersuchungen beruhen allerdings auf Proben sehr kleiner Abmessungen, ofengetrockneten oder faseresättigten Proben. Häufig unterlagen die Proben zudem relativ großen Dichteschwankungen. Die dargelegten Versuche mit blechgekapseltem Fichtenholz liefern zwar Aussagen zum Druckkraftverlauf, nicht aber zur Größe der seitlichen Kräfte. Es gestaltet sich daher als schwierig, aus den recherchierten Untersuchungen quantitative Daten zu gewinnen, die als repräsentativ für Fichtenholz im Stoßdämpfer angesehen werden können. Die Recherche bestätigt jedoch die deutlichen Einflüsse von Faserorientierung, Dehnrates, Temperatur und seitlicher Stützung.

Um das mechanische Materialverhalten von Fichtenholz für die Anwendung im Stoßdämpfer qualitativ und quantitativ zu charakterisieren, sind weitere experimentelle Untersuchungen erforderlich. Die Parameter Faserorientierung, Dehnrates, Temperatur und seitliche Stützung sollten dabei berücksichtigt werden und auf die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf Stoßdämpferkonstruktionen sollte geachtet werden.

3.2 Material und Methoden

Im Folgenden werden Art und Umfang der experimentellen Untersuchungen dargestellt, mit deren Hilfe das Verhalten von Fichtenholz bei großen Stauchgraden charakterisiert werden soll. Der Großteil der Untersuchungen besteht aus Druckversuchen mit verschiedenen Parametern, die aus den Erkenntnissen aus Abschnitt 2.1.3 resultieren. Daneben werden weitere Untersuchungen vorgestellt, deren Notwendigkeiten sich bei Vorversuchen und der Auswertung der Druckversuche ergeben haben.

3.2.1 Druckversuche

Es wurden 615 Druckversuche^{3.1} mit würfelförmigen Fichtenholzproben durchgeführt. Da Druckversuche bei großem Stauchgrad nicht standardisiert sind, wurden die Versuchsparameter von entsprechenden Überlegungen abgeleitet und auch mit ähnlichen Versuchsreihen in der Fachliteratur verglichen, wie im Folgenden beschrieben wird.

Material (Probenspezifikation)

Die Proben für die Druckversuche stammen aus süddeutschem Fichtenholzbestand (PICEA ABIES). Sie sind würfelförmig und haben eine Kantenlänge von 100 mm (Abbildung 3.5). Die Rohdichte, der Feuchtegehalt und die Ästigkeit wurden in relativ engen Grenzen gehalten, siehe Tabelle 3.1. Im Folgenden werden die Überlegungen aufgeführt, die zu dieser Probenspezifikation führten.

^{3.1}Vorversuche nicht mitgezählt



Abbildung 3.5: Fichtenholzproben der Kantenlänge 100 mm für die Druckversuche. In PVC-Folie eingeschweißte Probe (links), Probe für Lastorientierung parallel und senkrecht zur Faser (Mitte), Schichtholzprobe (rechts)

Tabelle 3.1: Spezifikation der Fichtenholzproben für Druckversuche

Eigenschaft	Wert
Rohdichte	$0,45^{+0,03}_{-0,03} \text{ g/cm}^3$
Feuchtegehalt	$12,0^{+3,0}_{-2,0} \%$
Kantenlänge	$100,0^{+0,8}_{-0,8} \text{ mm}$
Asteinschlüsse	Sortierklasse S 13 nach [DIN08] Unterklassen 1, 2, 3

- Die **Größe und Form** der Proben sollten so gewählt werden, dass sie eine Übertragbarkeit der Versuchsergebnisse auf gängige Stoßdämpferkonstruktionen erlauben. Die einschlägigen Normen DIN 52185 [DIN76b] und DIN 52192 [DIN79c] zur Bestimmung der Druckfestigkeit von Holz empfehlen einen quadratischen Querschnitt mit 20 mm bis 50 mm Kantenlänge und eine Höhe von 30 mm bis 150 mm. Der Querschnitt sollte dabei mindestens 5 Jahrringe erfassen, um die lokalen Versagensmechanismen der Mikrostruktur zu verschmieren. Wie schon in Abschnitt 2.2.2 erläutert weisen die Normen jedoch darauf hin, dass die Ergebnisse aufgrund der Unterschiede in den Abmessungen nicht ohne weiteres auf Bauteile übertragen werden können. Es ist also zweckmäßig, die Probenabmessungen möglichst ähnlich zu typischen Abmessungen von Holzpaketen im Stoßdämpfer zu wählen, was zu größeren Abmessungen führt. Ein positiver Effekt größerer Proben besteht in der Minimierung von Oberflächeneinflüssen wie Reibung (siehe HERMANSON [Her96]). Die Probengröße ist allerdings nach oben beschränkt durch die Prüfeinrichtung (maximaler Kolbenhub, maximale Druckkraft, Größe des Temperierschranks) und die Herstellbarkeit bzw. Verfügbarkeit der Proben. Die Kantenlänge der Proben wurde zu 100 mm gewählt und liegt damit in der Größenordnung der Holzpakete verschiedener Stoßdämpferkonstruktionen. In vielen Untersuchungen vergleichbarer Thematik wurden Proben ähnlicher Größe gewählt, z. B. bei HERMANSON [Her96], REID & PENG [RP97], GROSSE [Gro05] und NEUMANN [Neu09].

Neben DIN 52185 und DIN 52192 verwenden unter anderem HERMANSON [Her96], POULSEN [PMS⁺97], ADALIAN & MORLIER [AM01], REITERER & STANZL-TSCHEGG [RT01], ADALIAN & MORLIER [AM02], WIDEHAMMAR [Wid04], GROSSE [Gro05] und NEUMANN [Neu09] quader- oder würfelförmige Proben. Die Vorteile der Würfelform

für diese Arbeit liegen in der Ähnlichkeit zur Geometrie der Holzpakete im Stoßdämpfer, was der Übertragbarkeit der Ergebnisse zugutekommt. Weitere Vorteile gegenüber einer runden Probenform liegen in einer guten Realisierbarkeit der lateralen Stützung bzw. Messung der lateralen Kräfte. Nachteilig an der Würfelform ist, dass bei der Nachrechnung von Versuchen Singularitäten aufgrund der un stetigen Geometrie (Ecken) auftreten können.

- Bezüglich der **Faser-Last-Richtung** wird Fichtenholz von nun an als ein Material mit transversal isotropen mechanischen Eigenschaften angenommen. Zwischen der radialen und der tangentialen Richtung wird nicht mehr unterschieden, sie werden als Richtung „senkrecht zur Faser“ zusammengefasst. Das ist bezüglich der Übertragbarkeit der Ergebnisse auf Stoßdämpfer sinnvoll, da auch dort – aus Fertigungs- und Montagegründen – diese Vereinfachung getroffen wird. In einigen relevanten Untersuchungen wurde diese Annahme auch getroffen, siehe z. B. BUTLER [But94], GROSSE [Gro05] und MURRAY [Mur07]. Dass diese Annahme gerechtfertigt ist und in nur kleine Fehler resultiert, zeigen die in Abschnitt 3.1 recherchierten Untersuchungen. Die Proben müssen also so gefertigt werden, dass zwischen den Richtungen parallel zur Faser und senkrecht zur Faser unterschieden werden kann (Faserrichtung parallel zur Probenkante).

Um auch das mechanische Verhalten bei Belastung unter spitzen Winkeln untersuchen zu können, wurden Proben gefertigt, deren Fasern in den Winkeln 15°, 30°, 45°, 60° und 75° zur Probenkante liegen. Da in vielen Stoßdämpferkonstruktionen zudem geschichtetes Brett Holz mit alternierender Richtung parallel/ senkrecht zur Faser eingesetzt wird, wurden entsprechende Schichtholzproben gefertigt. Diese Proben bestehen aus vier verleimten Brettschichten^{3,2} (jeweils 25x100x100 mm³), siehe Abbildung 3.5 rechts.

- Für die **Rohdichte** der Proben wurde bei der Fertigung ein Mittelwert von 0,45 g/cm³ mit einer Streubreite von ±0,03 g/cm³ erzielt. Dieser Rohdichtebereich ist repräsentativ für Fichtenholz im Stoßdämpfer. Im Vergleich zu anderen Untersuchungen mit Fichtenholz ist dieser Bereich mit einer prozentualen Abweichung vom Mittelwert von ±6,7% ähnlich, siehe z. B. NEUMANN ET AL. [NHD⁺11] (±5,9%) oder POULSEN [Pou98] (+4,3%/ -7,3%) bzw. klein, siehe z. B. UHMEIER & SALMEN [US96] (+11,1%/ -12,0%).
- Der **Feuchtegehalt** der Proben wurde im Hinblick auf die Übertragbarkeit auf Holz im Stoßdämpfer zu 12,0^{+3,0}_{-2,0}% gewählt. Durch die Wahl eines Bereichs um die Gleichgewichtsfeuchte von 12% ist eine Klimatisierung der Proben vor und während des Versuchs nicht erforderlich. Geringe Schwankungen der Umgebungsbedingungen führen außerdem nicht dazu, dass der Feuchtebereich die geforderten Grenzen überschreitet. Um dennoch einem unnötigen Feuchteaustausch mit der Umgebung vorzubeugen, wurden die Proben einzeln mit PVC-Folie vakuumverpackt (siehe Abbildung 3.5 links). Der Nachteil eines Feuchtegehalts nahe der Gleichgewichtsfeuchte besteht darin, dass die mechanischen Eigenschaften von Holz verhältnismäßig sensibel auf Feuchteschwankungen reagieren (vergleiche Abschnitt 2.2.3).
- Die **Ästigkeit** der Proben bestimmt sich nach DIN 4074-1 [DIN08] aus dem kleinsten Durchmesser^{3,3} eines Asteinschlusses, bezogen auf das Maß der Querschnittsseite (bei den vorliegenden Proben 100 mm). Bei mehreren Asteinschlüssen werden die Durchmesser aufaddiert. Je nach Ästigkeit (und weiteren Kriterien, die hier aber nicht mit

^{3,2}Die Verleimung dient lediglich zur besseren Handhabbarkeit der Proben. Leim wurde nur in sehr geringen Mengen aufgetragen.

^{3,3}Zur Messung von Asteinschlüssen siehe auch DIN EN 1310 [DIN97a].

einbezogen werden) unterscheidet die DIN 4074-1 nach den Sortierklassen S 7 (Ästigkeit bis 0,6), S 10 (Ästigkeit bis 0,4) und S 13 (Ästigkeit bis 0,2). NEUMANN [Neu09] verwendete Fichtenholz der Sortierklasse S 10, wobei er Asteinschlüsse weiter aussortierte. POULSEN [Pou98] ließ Asteinschlüsse nicht zu. Ein vollständiges Ausschließen von Asteinschlüssen ist hier nicht zweckmäßig, da dann die Übertragbarkeit auf Stoßdämpferkonstruktionen nicht mehr gewährleistet ist. Für diese Arbeit wurden Proben der Sortierklasse S 13 verwendet, wobei diese Klasse noch weiter in Unterklassen (UK) unterteilt wurde (Ästigkeit UK 1 bis 0,08, UK 2 bis 0,14, UK 3 bis 0,20). Proben der Unterklasse 1 beinhalten somit Asteinschlüsse mit einem maximalen Durchmesser von 8 mm. Durch Verwendung von Proben ausschließlich der Sortierklasse S 13 und überwiegend der Unterklasse UK 1 werden die Einflüsse der Strukturbesonderheiten reduziert, was die Streubreite der Versuchsergebnisse minimieren soll.

Die beschriebenen Proben sind repräsentativ für Fichtenholz im Stoßdämpfer. Vor der Fertigung der Holzproben wurden zunächst ganze Fichtenholzbalken auf die Einhaltung des Feuchte- und Dichtebereichs untersucht. Aus Balken, die die Anforderungen einhalten konnten, wurden anschließend Proben gefertigt. Die Proben selbst wurden nach der Fertigung und vor dem Druckversuch auf die Kriterien Abmessung, Rohdichte, Feuchtegehalt und Ästigkeit hin geprüft.

Versuchseinrichtung

Zur Durchführung der Druckversuche wurden zwei Prüfstände verwendet, die eine dynamische Druckbelastung der Holzproben ermöglichen:

Der servohydraulische Stoßprüfstand der BAM^{3.4} [BAM05] (kurz SPS) wandelt Energie aus einem Hochdruckspeicher über einen Hydraulikzylinder und ein Servoventil in eine Vertikalbewegung eines Kolbens um. So können abhängig vom eingesetzten Hydraulikzylinder weggesteuert oder kraftgesteuert Prüfkräfte bis zu 1000 kN bzw. 630 kN bei Kolbengeschwindigkeiten bis zu 4500 mm/s bzw. 8500 mm/s aufgebracht werden. Der maximale Kolbenweg beträgt 250 mm bzw. 500 mm. Der Prüfstand ist in Abbildung 3.6 links dargestellt.

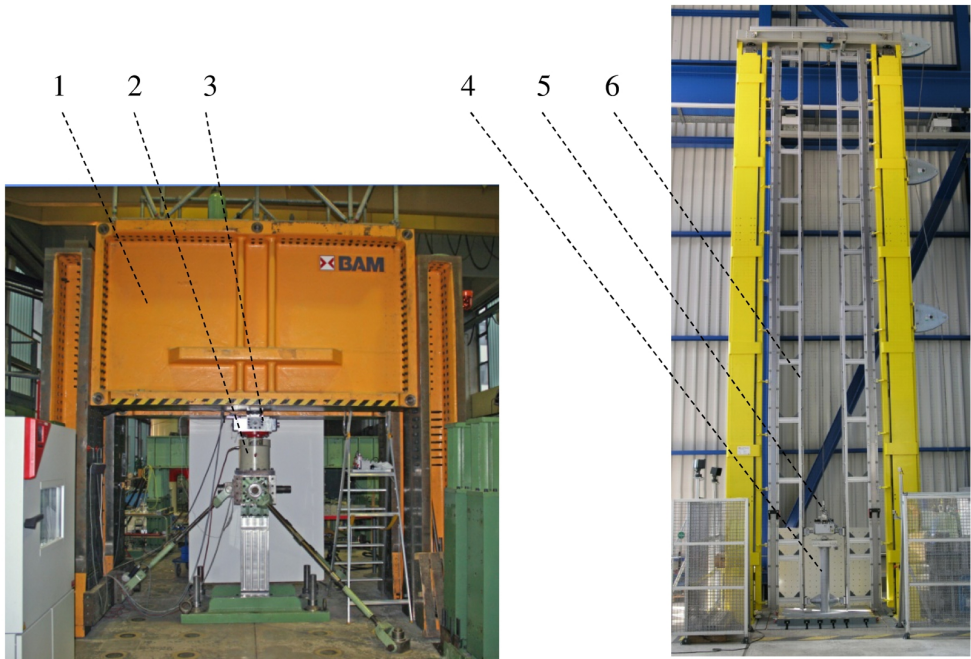
Der Prüfstand für geführte Fallversuche der BAM^{3.5} (kurz Führungsfallprüfstand FFP) wandelt potenzielle Energie zunächst in Bewegungsenergie um, die dann durch einen Stoß in die Probe eingebracht wird, siehe z. B. MÜLLER, QUERCETTI & MUSOLFF [MQM09]. Dafür wird eine Fallmasse (maximal 1200 kg) über einen Seilzug auf eine definierte Höhe gehoben. Die Fallmasse wird ausgeklinkt und bei ihrer Abwärtsbewegung in vertikalen Linearlagern geführt. Die Probe wird auf dem unter der Fallmasse befindlichen Aufprallfundament (ca. 18000 kg) positioniert. Der Prüfstand ist also „energiegeregelt“. Durch die maximale Fallhöhe von 12 m sind höhere Dehnraten als am hydraulischen Stoßprüfstand möglich. Der Prüfstand für geführte Fallversuche ist in Abbildung 3.6 (rechts) dargestellt.

Der Versuchsaufbau ist bei beiden Prüfständen vergleichbar und in Abbildung 3.7 skizziert. Die Druckkraft F_z wird vom jeweiligen Prüfstand aufgebracht und auf einen stählernen Druckstempel übertragen^{3.6}. Der Druckstempel ist mit Dehnmessstreifen instrumentiert, was eine Bestimmung der Druckkraft ermöglicht. Die vertikale Verschiebung des Druckstempels wird über einen Lasersensor bestimmt, der nach dem Triangulationsprinzip arbeitet. Der Druckstempel überträgt die Druckkraft direkt auf die Probe. Die Probe ist entweder in einer Einspannvorrichtung (seitliche Dehnung der Probe verhindert, Erläuterung folgt) oder auf einer Stahlplatte (freie Probenausdehnung) platziert. Unterhalb der Einspannvor-

^{3.4}BAM Fachbereich 7.2

^{3.5}BAM Fachbereich 3.3

^{3.6}Am Prüfstand für geführte Fallversuche wird eine Hartgummimatte zwischen Druckstempel und Fallmasse gelegt, um den sehr harten Aufprall der Fallmasse abzdämpfen.



- | | | | |
|---|-------------------------|---|---------------------------------|
| 1 | Querhaupt (Versteifung) | 4 | Fallmasse |
| 2 | Kraftmessdose | 5 | Seilzug mit Ausklinkvorrichtung |
| 3 | Einspannvorrichtung | 6 | Linearlagersystem |

Abbildung 3.6: Versuchseinrichtungen für die Druckversuche. Servohydraulischer Stoßprüfstand (links), Prüfstand für geführte Fallversuche (rechts, Foto: BAM-3.3)

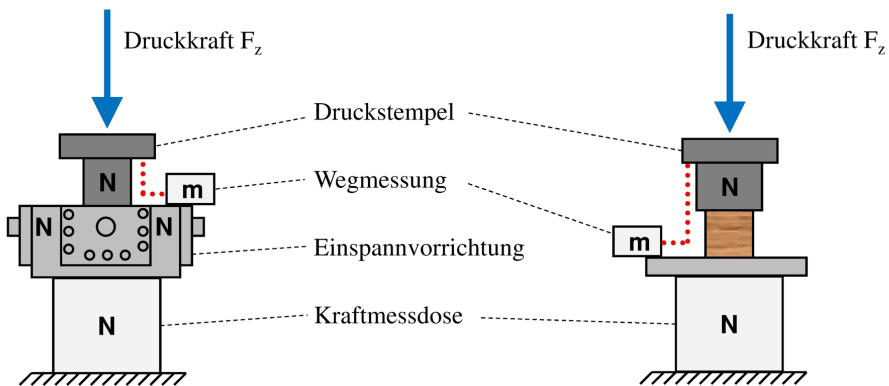


Abbildung 3.7: Versuchsaufbau der Druckversuche mit (links) und ohne Querdehnungsbehinderung (rechts). "N": Kraftmessung, "m": Wegmessung

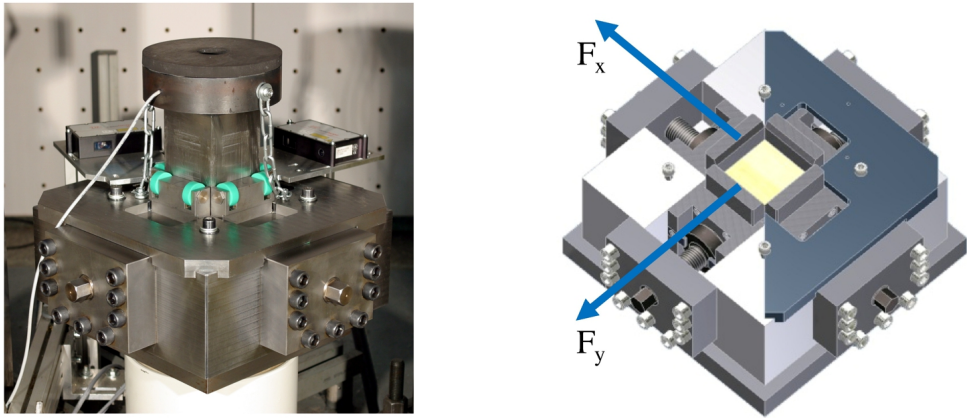


Abbildung 3.8: Einspannvorrichtung für die Druckversuche. Links: Foto mit Laser-Triangulationssystem und Druckstempel. Rechts: Zeichnung mit Schnitt durch die Abdeckplatte, Sicht auf die Holzprobe, die Spannbacken und die Druckbolzen zur Kraftmessung. Foto und Zeichnung: BAM-3.3

richtung respektive Stahlplatte befindet sich eine Kraftmessdose, die auf dem jeweiligen Prüfstandsfundament befestigt ist.

Die blechgekapselten Versuche von NEUMANN [Neu09] zeigen, dass ein großer Einfluss der seitlichen Stützung auf das Druckkraftniveau von Fichtenholz vorhanden ist. Der Grad der seitlichen Stützung kann bei einer Blechkapselung jedoch nicht eindeutig bestimmt werden. Eine Aussage über den in der Probe herrschenden mehrachsigen Spannungszustand ist deshalb nicht möglich. In dieser Arbeit sollen daher extreme Verformungszustände, die im Stoßdämpfer auftreten können, nachgebildet werden: freie und vollständig verhinderte seitliche Ausdehnung^{3.7}. Im Stoßdämpfer ist das Holz blechgekapselt und somit teilweise querdehnungsbehindert. Das resultierende Kraftniveau liegt dann zwischen den Kraftniveaus, die bei voller und keiner Querdehnungsbehinderung entstehen, worauf die Untersuchungen von NEUMANN [Neu09] hindeuten. Bei Querdehnungsbehinderung liegt ein einachsiger Dehnungszustand vor. Sowohl für die Auswertung der Versuchsergebnisse als auch für die Modellerstellung in Kapitel 4 ist das vorteilhaft, da sowohl der Deformations- als auch der Spannungszustand eindeutig definiert sind. Die Querdehnungsbehinderung während eines Druckversuchs wurde über eine Einspannvorrichtung realisiert, Abbildung 3.8. Die Einspannvorrichtung besteht aus einer steifen Stahlkonstruktion. An die Seiten der Probe können über ein Schraubgewinde Spannbacken angefahren werden, die die seitlich wirkenden Kräfte an Druckbolzen weiterleiten. Zwei der vier Druckbolzen sind mit Dehnmessstreifen instrumentiert, die einen Rückschluss auf die seitlich wirkenden Kräfte F_x und F_y ermöglichen.

Zur Signalverarbeitung und -aufzeichnung wurde ein Messdatenerfassungssystem der Firma DEWETRON, Modell DEWE-5000, verwendet. Die maximale Abtastrate betrug 1000 kHz bei einer Auflösung von 16 bit. Somit war eine Auflösung des Wegsignals bis auf 0,004 mm und des Kraftsignals bis auf 0,031 kN möglich.

Eine weitere Versuchseinrichtung bestand aus einem Temperierschrank der Firma BINDER, Modell MKT 240, zur Erwärmung bzw. Abkühlung der Proben. Ein Feuchtemessgerät der Firma GREISINGER, Modell GMH 3830 HF, wurde zur Ermittlung des Feuchtegehalts der

^{3.7}Von nun an als Querdehnungsbehinderung (QDB) bezeichnet.

Proben verwendet.

Die vorhandenen Versuchseinrichtungen sind grundsätzlich geeignet, die in Abschnitt 2.1.3 geforderten Stauchgrade von mindestens 65 %, die Dehnrate von annähernd $0\ 1/s$ (quasistatisch) bis mindestens $50\ 1/s$, die Proben temperatur von -40 °C bis 90 °C sowie den Effekt einer seitlichen Stützung zu untersuchen.

Versuchsumfang

Folgende Überlegungen hatten Einfluss auf den Umfang der Versuchsreihe:

- Die **Faser-Last-Richtung** hat einen erheblichen Einfluss auf den Druckkraftverlauf, wie bereits in Abschnitt 3.1 gezeigt wurde. Deswegen sollen die Faserorientierungen parallel und senkrecht zur Faser bei sämtlichen Parametervariationen untersucht werden. Basiskurven^{3,8} sollen auch für verschiedene spitze Winkel aufgenommen werden. Daneben sollen aufgrund der konstruktiven Ähnlichkeit zu Holzlagen in Stoßdämpfern Schichtholzproben untersucht werden.
- Auch die **Querdehnungsbehinderung** lässt einen großen Einfluss auf den Druckkraftverlauf erwarten. Aus Vorversuchen mit freier seitlicher Ausdehnung war bereits zu erkennen, dass sich die Ergebnisinterpretation aufgrund der komplexen Proben deformation als schwierig gestaltet. Daher sollen bei Versuchen freier seitlicher Ausdehnung die Einflüsse von Temperatur und Dehnrate nur eingeschränkt untersucht werden.
- Der Einfluss der **Dehnrate** auf das Druckkraftniveau von Holz ist unter anderem nach TABIEI & WU [TW00] nichtlinear. Es ist daher erforderlich, im abzudeckenden Dehnratenbereich mehrere Stützstellen vorzusehen. Für die Auswertung ist es wünschenswert, über den gesamten Stauchvorgang dieselbe (konstante) Dehnrate zu erzielen. Am Stoßprüfstand ist eine entsprechende Regelung des Stempelwegs bei den erforderlichen hohen Dehnraten nicht realisierbar. Stattdessen werden konstante Stempelgeschwindigkeiten vorgesehen, die vom Prüfstand besser eingeregelt werden können. Streng genommen führt das zu einem Anstieg der Dehnrate mit steigender Stauchung. Der Prüfstand für geführte Fallversuche ist aufgrund seines Funktionsprinzips ebenfalls nicht zur Realisierung konstanter Dehnraten geeignet: Die Dehnrate stellt sich hier je nach Fallhöhe und -masse sowie der Reaktion der Probe ein. Lediglich die initiale Dehnrate kann über die Aufprallgeschwindigkeit abgeschätzt werden. Ein positiver Aspekt ist, dass sich am Prüfstand für geführte Fallversuche ein Dehnratenverlauf einstellen wird, der aus einem realen Stoßvorgang resultiert. Es ist anzunehmen, dass dieser Dehnratenverlauf vergleichbar zu dem im Stoßdämpfer ist. Tabelle 3.2 zeigt die gewählten Stützstellen der Stempelgeschwindigkeit bzw. initialen Dehnrate. Der in Abschnitt 2.2.3 geforderte Bereich wird damit abgedeckt.
- Zwischen **Temperatur** und Druckkraftniveau besteht nach UHMEIER & SALMEN [US96] ein annähernd linearer Zusammenhang. Zur Untersuchung des Temperatureinflusses sind somit wenige Stützstellen ausreichend. Um die für Stoßdämpfer relevanten Temperaturen experimentell abzudecken, sollen Proben temperaturen von -40 °C , 20 °C (bzw. Raumtemperatur) und 90 °C untersucht werden, vergleiche Abschnitt 2.1.3.

^{3,8}Als Basiskurven werden im Folgenden die Druckkraftverläufe bezeichnet, die sich bei quasistatischer Belastung und Raumtemperatur ergeben.

Tabelle 3.2: Übersicht über die zu untersuchenden Soll-Stempelgeschwindigkeiten und resultierende initiale Soll-Dehnraten

Prüfstand	Stempelgeschwindigkeit (Soll) [mm/s]	Fallhöhe [mm]	initiale Dehnrates [1/s]
SPS	0,02	-	0,0002
	0,5	-	0,005
	10	-	0,1
	200	-	2
	3000	-	30
FFP	7671	3000	77
	13286	9000	133

- Der **Größen- bzw. Formeinfluss** der Probe auf den Druckkraftverlauf soll im Ansatz untersucht werden, um einen experimentellen Anhaltspunkt für die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf Holz in Stoßdämpferkonstruktionen zu erlangen. Dazu sollen die Basiskurven auch für Proben gleichen Querschnitts, aber halber Probenhöhe (100x100x50 mm³), aufgenommen werden. Weitere Untersuchungen zum Größen- und Formeinfluss der Probe sollen nicht Bestandteil dieser Arbeit sein.
- Die zu untersuchende **Stichprobengröße** wird für standardisierte Prüfungen von Holz nach ISO 3129 [ISO12] bestimmt. Dafür sind umfangreiche Kenntnisse der statistischen Streuung der Materialkennwerte erforderlich, wie z. B. Variationskoeffizienten der zu bestimmenden Eigenschaft sowie die Varianz der zu bestimmenden Eigenschaft innerhalb eines Baumes und auch von Baum zu Baum. Derart detaillierte Informationen sind für Fichtenholz nicht ohne großen Aufwand zu beschaffen. Die ISO 3129 berücksichtigt zudem nur Standardeigenschaften wie die Rohdichte, die Druckfestigkeiten oder die Elastizitätsmodule. Aus diesen Gründen wird keine Bestimmung der Stichprobengröße nach ISO 3129 durchgeführt. Stattdessen soll die Stichprobengröße anhand von Betrachtung ähnlicher Untersuchungen und logischer Überlegung festgelegt werden. BURGER & GLOS [BG96] berichten, dass die Stichprobengröße durch eine reduzierte Streuung von z. B. Rohdichte und Ästigkeit reduziert werden kann. Wie bereits gezeigt, wurden die Eigenschaften der Proben für diese Arbeit in vergleichsweise engen Grenzen gehalten. HERMANSON [Her96] verwendete in seinen Untersuchungen vier bis fünf Proben je Versuchskonfiguration, GROSSE [Gro05] sowie WIDEHAMMAR [Wid04] verwendeten fünf Proben, UHMEIER & SALMEN [US96] sechs Proben und NEUMANN ET AL. [NHD⁺11] zehn Proben. Darauf basierend soll die Stichprobengröße in dieser Arbeit zehn Proben umfassen. Die zehn Stichproben wurden zum Großteil aus Proben sehr geringer Ästigkeit zusammengesetzt, was eine weitere Reduktion der Streuung erwarten lässt:

8 Proben	UK 1 (S 13 DIN 4074-1)
1 Probe	UK 2 (S 13 DIN 4074-1)
1 Probe	UK 3 (S 13 DIN 4074-1)
<hr/>	
10 Proben	

Eine Übersicht der untersuchten Parameterkombinationen gibt Tabelle 3.3. Eine detaillierte Darstellung der aus den aufgeführten Parametern abgeleiteten Untersuchungsmatrix mit den intern verwendeten Bezeichnungen ist in Anhang A.2 aufgeführt. Insgesamt ergeben sich 615 Druckversuche, die die in Abschnitt 2.1.3 geforderten Parameterbereiche berücksichtigen. Zusätzlich wurden Vorversuche durchgeführt, z. B. um die Fallmassen am

Tabelle 3.3: Übersicht der untersuchten Parameterkombinationen bei den Druckversuchen

Probengeometrie	Faser-Last-Richtung	Querdehnung	Temperatur	Dehnrate
100x100x100 mm ³	parallel	behindert	−40 °C bis 90 °C	0,0002 1/s bis 133 1/s
	senkrecht			
	geschichtet			
100x100x50 mm ³	parallel	frei	20 °C	0,0002 1/s bis 30 1/s
	senkrecht			
	geschichtet			
	15° bis 75°	behindert	20 °C	0,0002 1/s
100x100x50 mm ³	parallel	behindert	20 °C	0,005 1/s
	senkrecht			

Führungsfallprüfstand zu ermitteln, die zur Erreichung des gewünschten Stauchgrads nötig waren.

Versuchsdurchführung

Die Versuche am servohydraulischen Stoßprüfstand wurden in einer beheizten Halle durchgeführt. Die Versuche am Prüfstand für geführte Fallversuche wurden in einer nicht beheizten Halle durchgeführt, dort wurden die Proben im Temperierschrank auf Raumtemperatur gebracht. Vor dem Druckversuch wurde die PVC-Folie entfernt und die Maße, der Feuchtegehalt sowie die Masse der Probe wurden gemessen und dokumentiert^{3,9}. Die Probe wurde fotografiert. Auf die Bauteile der Prüfvorrichtung, die während des Versuchs Kontakt zur Probe haben, sowie auf die Probe selbst wurde ein PTFE-Schmiermittel aufgetragen um Reibeffekte zu minimieren. Die Probe wurde anschließend in die Versuchseinrichtung eingesetzt und der Druckstempel wurde auf die Probe aufgesetzt. Im Fall querdehnungsbehinderter Versuche wurden die Spannbacken bis auf etwa 0,1 mm an die Probe herangefahren. Bei Bereitschaft des Messdatenerfassungssystems wurde der Druckversuch durchgeführt. Nach dem Versuch wurden die Messdaten gespeichert und die Probe erneut vermessen und fotografiert.

Bei Versuchen mit temperierten Proben wurde die Probe für ca. fünf Stunden im Temperierschrank auf −50 °C abgekühlt bzw. 100 °C erwärmt. Während der Vermessung und Handhabung der Probe vor dem Versuch stellte sich durch den Wärmeübergang an die Umgebung in etwa die gewünschte mittlere Probentemperatur von etwa −40 °C bzw. 90 °C ein, siehe auch Abschnitt 3.3.3. Teile der Einspannvorrichtung wurden im Temperierschrank abgekühlt bzw. mit einer Heizpatrone erwärmt, um den Wärmeübergang zwischen der temperierten Probe und der Versuchseinrichtung während des Versuchs zu minimieren.

Auswertungsmethode

Die während eines Druckversuchs aufgezeichneten Messdaten bestehen aus

- dem Zeitkanal (Versuchszeit ab Versuchsstart),
- dem Wegkanal (Verschiebung des Druckstempels ab Versuchsstart) und

^{3,9}Im Fall der temperierten Druckversuche nur bei ausgewählten Proben.

- den Kraftkanälen (Signale der vertikal wirkenden Kraft von dem Druckstempel und der Kraftmessdose, Signale der lateral wirkenden Kräfte von den Druckbolzen, je ab Versuchsstart).

Die Auswertung dieser Messdaten soll miteinander vergleichbare Kraft-Weg-Zusammenhänge produzieren. Folgende Methode wird dazu angewandt:

1. Nullpunktverschiebung: Bei erstem Weganstieg^{3.10} Nullsetzen der Kraftkanäle
2. Schneiden: Entfernen der Messwerte vor dem ersten Weganstieg; Entfernen der Werte nach Richtungsumkehr des Druckstempels (Entfernen des Entlastungsbereiches, da für das weitere Vorgehen monoton steigende Wegkanäle erforderlich sind^{3.11})
3. Glätten der Weg- und Kraftsignale mittels ungewichteter gleitender Mittelwertbildung benachbarter Messwerte zur Minimierung des Signalrauschens
4. Generieren eines virtuellen Wegkanals mit 1000 äquidistanten Stützstellen (0 mm bis 70 mm)
5. Lineare Abbildung der aufgenommenen Kraft-Weg-Kurven auf den generierten Wegkanal (lineare Interpolation zwischen den Stützstellen)
6. Berechnen des arithmetischen Mittelwerts und der Standardabweichung der abgebildeten Kraftsignale der zehn Einzelversuche

Damit stehen Kurvensets der Kraftsignale zur Verfügung, die sich alle auf den gleichen Wegkanal beziehen. Das ermöglicht es, die Kurven rechnerisch aufeinander zu beziehen und miteinander zu vergleichen. Zudem werden nach äquivalentem Vorgehen Weg-Zeit-Verläufe generiert, die einen Vergleich der Wegverläufe der Versuche erlauben. Die Auswertung erfolgt mit dem Programm DIADEM 12.0 [NI12], wobei die gezeigte Auswertemethode in ausführbare Skripte implementiert wurde.

Die Elastizitätsmodule und die Druckfestigkeiten^{3.12} bzw. Bruchkräfte^{3.13} werden nach DIN 52185 [DIN76b] bzw. DIN 52192 [DIN79c] bestimmt. Zur Bewertung des Plateaubereichs wird wie auch bei NEUMANN [Neu09] die Druckkraft bei 50 % Solldeformation (35 mm Verschiebungsweg), $F_{z,50\%}$, herangezogen („Kraft im Plateaubereich“).

Die Bruchkraft und die Druckkraft bei 50 % Solldeformation werden außerdem als Kriterien verwendet, um den Einfluss eines Versuchsparameters auf seine Signifikanz hin zu überprüfen: Mithilfe von t -Tests für unabhängige Stichproben wird geprüft, ob der t -Wert

$$t_W = \sqrt{\frac{n_a n_b}{n_a + n_b} \frac{\bar{a} - \bar{b}}{s_{ab}}} \quad (3.1)$$

n_a	Größe der Stichprobe a
n_b	Größe der Stichprobe b
\bar{a}	Mittelwert der Stichprobe a
\bar{b}	Mittelwert der Stichprobe b
s_{ab}	gewichtete Varianz

^{3.10}Der Druckstempel wird vor Versuchsstart auf die Probe aufgesetzt und der Weg zu Null gesetzt. Die Belastung der Probe durch das Aufsetzen des Stempels war gering im Vergleich zu den Druckkräften während des Versuchs.

^{3.11}Die Prüfstandsregelung ließ ein weggeregeltetes Zurückfahren des Druckstempels nicht zu, so dass die vorhandenen Daten zur Ermittlung des Entlastungsmoduls nicht geeignet waren.

^{3.12}Senkrecht zur Faser muss streng genommen der Begriff „erweiterte Proportionalitätsgrenze“ anstelle der „Druckfestigkeit“ verwendet werden (siehe Abschnitt 2.2.2). Aus Gründen der Übersichtlichkeit wird im Folgenden dennoch von der „Druckfestigkeit senkrecht zur Faser“ gesprochen. Sie wurde angenähert mit der Kraft bei ca. 3 % Dehnung bezogen auf die nominale Probenfläche.

^{3.13}Als Bruchkraft wird die Kraft bei Erreichen der Druckfestigkeit definiert, siehe Abschnitt 2.2.2.

unterhalb des kritischen t -Werts t_k liegt (siehe auch BORTZ & SCHUSTER [BS10]). Für das in dieser Arbeit angenommene Konfidenzintervall von 95 % und einem Freiheitsgrad^{3,14} von 18 ist $t_k = 1,734$ (BORTZ & SCHUSTER [BS10]). Falls $|t_W| > t_k$, ist der betrachtete Unterschied in den Mittelwerten \bar{a} und \bar{b} signifikant und übertragbar auf die Grundgesamtheit. Der t -Test hat den Vorteil, auch bei geringen Stichprobengrößen aussagekräftig zu sein. Um ihn anwenden zu können, müssen die zu untersuchenden Größen normalverteilt sein; nach DINWOODIE [Din00] trifft das für Festigkeitswerte von Holz generell zu.

Die von der Probe aufgenommene Energie E_a wird durch

$$E_a \approx \int_{0 \text{ mm}}^{s_{max}} F_z \, dz \quad (3.2)$$

angenähert, wobei s_{max} eine zu definierende Verschiebung des Druckstempels ist. Ein Teil der aufgenommenen Energie ist elastisch in der Probe gespeichert und wird in der Entlastungsphase wieder in Bewegungsenergie des Druckstempels umgewandelt. Die Bestimmung dieses elastischen Anteils erfordert belastbare Daten zur Entlastungsphase des Druckversuchs und wird vorerst nicht vorgenommen.

Reib- und Trägheitseffekte werden in den Abschnitten 3.3.2 und 3.3.3 jeweils gesondert betrachtet.

3.2.2 Weitere experimentelle Untersuchungen

Neben den Druckversuchen wurden weitere experimentelle Untersuchungen durchgeführt, um Parameter zu ermitteln, die sich für die Versuchsdurchführung, -auswertung sowie die Modellerstellung als wichtig erwiesen.

Untersuchung zur Probentemperatur

Bei Vorversuchen mit erwärmten Proben zeigte sich, dass die Temperatur an der Probenoberfläche schon während der Handhabungszeit merklich abnimmt. Um den zeitlichen Temperaturverlauf und die Temperaturverteilung in der Probe einschätzen zu können, wurde eine Probe mit acht Temperatursensoren versehen. Die Sensoren wurden an verschiedene Positionen auf der Oberfläche und innerhalb der Probe angebracht, siehe Anhang A.3. Die Probe wurde für mehrere Stunden bei 95 °C in den Temperierschrank gelegt. Anschließend wurde die Probe entnommen und die Aufzeichnung der Temperatursignale nach ca. 30 s gestartet. Die Probe wurde dabei in die (hier nicht vorgeheizte) Einspannvorrichtung eingesetzt, um die Wärmeübergangsbedingungen eines Versuchs mit hohem Wärmeübergang von der Probe in die Versuchseinrichtung nachzustellen. Die Temperaturen wurden für ca. 100 min aufgezeichnet.

Untersuchung zum Reibkoeffizienten Fichtenholz–Stahl

Insbesondere durch die Querdehnungsbehinderung bei den Druckversuchen, aber auch zwischen Druckstempel bzw. Auflagefläche und der Probe treten Reibkräfte während eines Versuchs auf. Diese werden durch Verwendung des PTFE-Schmiermittels zwar verringert, jedoch nicht beseitigt. Für den Reibkoeffizienten Fichtenholz–Stahl sind in der Fachliteratur zum Teil sehr unterschiedliche Angaben zu finden. Deshalb wurden Versuche zur Abschätzung des Reibkoeffizienten Fichtenholz–Stahl durchgeführt. Die Versuche wurden an einer schiefen Ebene durchgeführt, wie es z. B. NIEMZ [Nie93] vorschlägt. Dabei wurde eine Holzprobe in den Richtungen parallel und senkrecht zur Faser auf eine Spannbacke

^{3,14}Hier für 2 · 10 Stichproben (Vergleich zweier Stichprobengrößen mit je 10 Proben)

der Einspannvorrichtung gelegt und schrittweise der Winkel zur Horizontalen erhöht. Probe und Spannbacke wurden wie auch beim Druckversuch mit einem PTFE-Schmiermittel behandelt, zum Vergleich aber auch ohne Schmiermittel untersucht. Beim ersten Rutschen der Probe wurde der Winkel wieder reduziert, bis die Probe gerade noch rutschte. Das ermöglicht die Ermittlung des hier relevanten Gleitreibungskoeffizienten Fichtenholz–Stahl $\mu_{G,FS}$. Aus einfachen mechanischen Betrachtungen (Kräftegleichgewicht) folgt

$$\mu_{G,FS} = \tan \alpha, \quad (3.3)$$

mit dem Winkel zwischen schiefer Ebene und der Vertikalen α . Der Versuchsaufbau ist in Anhang A.4 dargestellt. Um abschätzen zu können, ob eine Erhöhung der Normalkraft einen Einfluss auf den Reibkoeffizienten hat, wurde die Probe (Masse 0,48 kg) mit einer Masse von 2,88 kg beschwert. Je Konfiguration wurden drei Versuche durchgeführt. Da die Normalkraft bei den hier durchgeführten Versuchen deutlich geringer ist als bei den Druckversuchen und zudem die Änderung der Probenoberfläche durch den Stauchvorgang nicht berücksichtigt wird, kann mit diesen Versuche der Reibbeiwert nur in erster Näherung abgeschätzt werden.

3.3 Versuchsergebnisse und Diskussion

In diesem Abschnitt werden die erzielten Versuchsergebnisse gezeigt und diskutiert. Die Ergebnisse der Druckversuche werden im Hinblick auf die Probendeformation sowie die Kraft-Verschiebungs-Kurven dargestellt und diskutiert. Zudem werden die Kennwerte Elastizitätsmodul^{3.15}, Bruchkraft^{3.16}, Kraft im Plateaubereich (Druckkraft bei 50 % Solldelamination) und aufgenommene Energie^{3.17} aufgeführt, siehe auch Abschnitt 3.2.1. Die Verschiebung des Druckstempels und die gemessenen Kräfte werden im Folgenden mit positivem Vorzeichen und im Mittelwert dargestellt. Das Kraftsignal des Druckstempels wurde im Gegensatz zum Signal der Kraftmessdose (siehe Abbildung 3.7 in Abschnitt 3.2.1) bei dynamischer Belastung weniger vom Prüfaufbau beeinflusst und deshalb konsistent zur Auswertung herangezogen. Die im Text aufgeführten Kennwerte der Bruchkraft und Kraft im Plateaubereich werden für die wichtigsten Konfigurationen in Tabelle 3.4 zusammengefasst. Es werden konsistent Kraft- und Verschiebungsgrößen dargestellt. Eine Umrechnung in (wahre) Spannungs- und Dehnungsmaße erfolgt im Zuge der Modellbildung in Kapitel 4, da aufgrund der großen Dehnungen und komplexen Verformungen zum Teil Vereinfachungen werden müssen. Die Kraft-Verschiebungskurven (Einzelversuche und Mittelwertkurven) der durchgeführten Druckversuche sind vollständig in Anhang A.5 aufgeführt.

3.3.1 Druckversuche - Basiskurven

Das grundlegende Verhalten der hier untersuchten Fichtenholzproben unter Druckbelastung soll am Beispiel der quasistatischen Versuche bei Raumtemperatur aufgezeigt werden (Basiskurven).

Last parallel zur Faser ohne Querdehnungsbehinderung

Der Verlauf der Probendeformation bei Last parallel zur Faser ohne Querdehnungsbehinderung ist in Abbildung 3.9 zu sehen. Zu Beginn der Druckdeformation entwickelt sich lokal

^{3.15}Nur für die Basiskurven, jeweils Mittelwerte der zehn Einzelversuche.

^{3.16}Kraft bei Erreichen der Druckfestigkeit, siehe Abschnitt 2.2.2. Die Bruchkraft wurde nicht aus den gemittelten Kraft-Verschiebungs-Kurven, sondern aus den jeweiligen Kraft-Verschiebungskurven der Einzelversuche abgeleitet und im Anschluss gemittelt. Deshalb sind die Werte nicht genau in den gemittelten Kraft-Verschiebungs-Kurven wiederzufinden (unterschiedliche Verschiebung bei Erreichen der Bruchkraft).

^{3.17}Bei einer Verschiebung von 66 mm, die bei den Versuchen meist erreicht wurde (aufgeführt sind Mittelwerte).

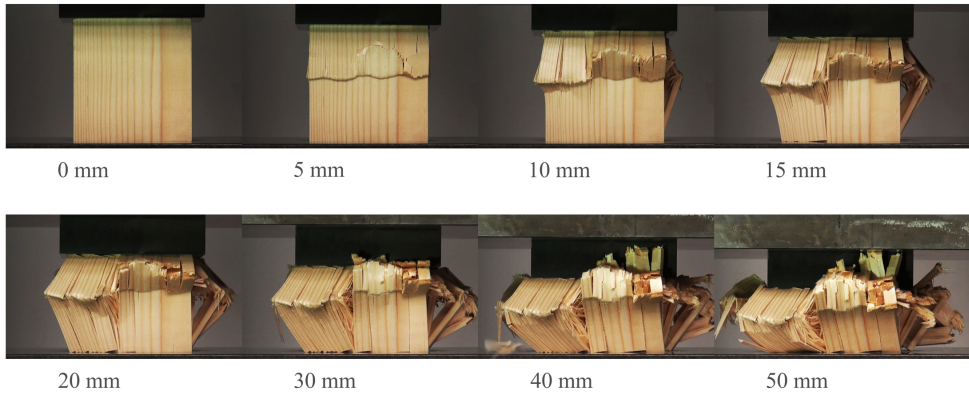


Abbildung 3.9: Verlauf der Probendeformation parallel zur Faser ohne Querdehnungsbehinderung bei steigender Verschiebung des Druckstempels



Abbildung 3.10: Schnittfläche einer mit Epoxidharz ausgegossenen Probe, belastet parallel zur Faser ohne Querdehnungsbehinderung, Stauchweg 20 mm. Links: Schnitt senkrecht zur Faserrichtung (untere Hälfte der Probe); rechts: Schnitt parallel zur Faserrichtung (obere Hälfte der Probe). Schnitt jeweils durch die Mitte der Probe

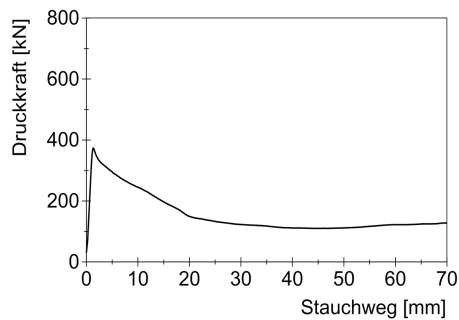


Abbildung 3.11: Druckkraft-Verschiebungs-Verlauf ohne Querdehnungsbehinderung bei Last parallel zur Faser. Initiale Dehnrate $0,0002 \text{ 1/s}$, Raumtemperatur.

Tabelle 3.4: Bruchkraft und Kraft bei 50 % Solldeformation für verschiedene Konfigurationen von Versuchsparametern (Wert in Klammern: jeweilige Standardabweichung)

Konfiguration	Last parallel zur Faser		Last senkrecht zur Faser	
	F_c [kN]	$F_{z,50\%}$ [kN]	F_c [kN]	$F_{z,50\%}$ [kN]
frei 20 °C 0,0002 $\frac{1}{s}$	383,7 (24,6)	118,0 (73,5)	22,4 (3,6)	43,8 (7,1)
QDB 20 °C 0,0002 $\frac{1}{s}$	434,7 (22,3)	339,2 (35,8)	41,2 (9,5)	58,8 (7,4)
QDB 20 °C 2 $\frac{1}{s}$	605,8 (37,0)	436,1 (58,8)	56,1 (14,4)	84,6 (8,8)
QDB 20 °C 133 $\frac{1}{s}$	934,6 (56,6)	534,8 (84,1)	154,0 (37,2)	145,0 (43,0)
QDB 20 °C 0,05 $\frac{1}{s}$	467,8 (22,3)	375,3 (36,2)	46,5 (12,6)	74,2 (13,1)
QDB -40 °C 0,05 $\frac{1}{s}$	489,1 (34,1)	529,7 (84,1)	58,9 (17,4)	113,1 (12,8)
QDB 90 °C 0,05 $\frac{1}{s}$	279,7 (8,7)	277,7 (9,7)	34,6 (4,0)	56,8 (5,2)
QDB 20 °C 0,05 $\frac{1}{s}$ (halbe Probenhöhe)	477,6 (25,9)	349,1 (31,3)	41,1 (7,5)	70,3 (4,2)

ein Kinkband. Im weiteren Verlauf der Deformation knicken, ausgehend von der Fehlstelle Kinkband, Faserbündel seitlich aus. Dieses Ausknicken ist mit einer Reorientierung der Faserbündel und einer starken seitlichen Ausdehnung verknüpft. Bei großen Verschiebungen liegen bereits viele Faserbündel annähernd senkrecht zur Belastungsrichtung und die Probe dehnt sich weniger stark in die seitliche Richtung aus. Deutliche makroskopische Schädigungen sind sichtbar. Abbildung 3.10 zeigt die Schnittfläche einer deformierten Probe bei einer Verschiebung von 20 mm. Im Horizontalschnitt (links in Abbildung 3.10) sind Bruchstellen zu erkennen, die zur Bildung von Faserbündeln führen. Im Vertikalschnitt (rechts) ist ein schräg verlaufendes Kinkband zu erkennen, an dem Faserbündel ausknicken.

Den entsprechenden Kraft-Verschiebungs-Verlauf von parallel zur Faser belasteten Proben zeigt Abbildung 3.11. Der Elastizitätsmodul ist mit 3507 MPa im Vergleich zu anderen Literaturangaben gering (z. B. NIEMZ [Nie93]), allerdings entsprechen die hier durchgeführten Druckversuche bezüglich Probengröße, Ast einschlüssen und Versuchsdauer nicht DIN 52185 [DIN76b]. Die Bruchkraft ist mit 383,7 kN vergleichbar zu z. B. den Angaben von DINWOODIE [Din00]. Eine starke Entfestigung schließt sich an, die auf das Knicken und seitliche Ausweichen von Faserbündeln zurückzuführen ist. Ist der Knickvorgang abgeschlossen und sind die Fasern reorientiert, bleibt die Druckkraft in etwa konstant auf einem Restkraftniveau. Der Verfestigungsbereich wird aufgrund des seitlichen Ausweichens von Material nicht erreicht. Die aufgenommene Energie beträgt 10,3 kJ. Der Variationskoeffizient^{3,18} der Bruchkraft liegt bei 6,5 % und steigt auf über 50 % im Bereich des Restkraftniveaus, was auf die vielen Verzweigungsmöglichkeiten bei der Deformation zurückgeführt wird.

Last senkrecht zur Faser ohne Querdehnungsbehinderung

Für senkrecht zur Faser belastete Proben ohne Querdehnungsbehinderung ist der Deformationsverlauf in Abbildung 3.12 dargestellt. Bis zu einer Verschiebung von 40 mm findet ein zunehmendes seitliches Ausbeulen der Probe in senkrechter Richtung ohne makroskopisch sichtbare Schädigungen statt. Durch ein Abgleiten von Früh- und Spätholzbereichen entstehen anschließend wenige makroskopische Risse, die sich zum Teil auch senkrecht zu den Jahrringen ausbreiten. Die seitliche Dehnung wird mit steigender Deformation größer,

^{3,18}Auf den Mittelwert bezogene prozentuale Standardabweichung.

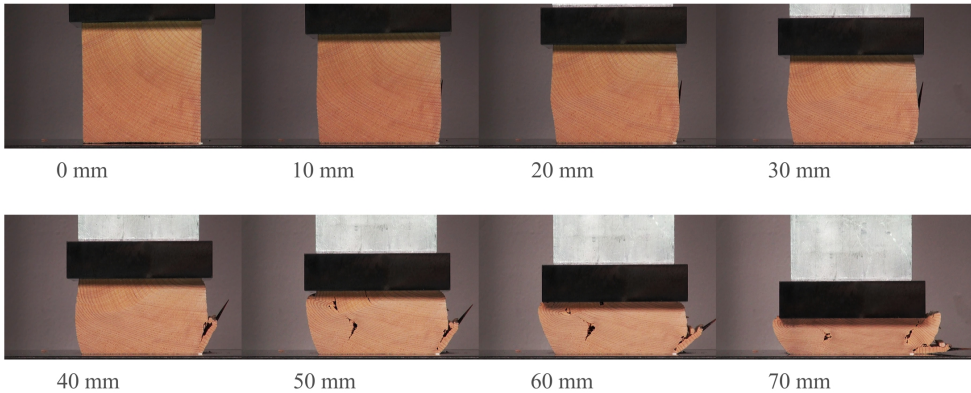


Abbildung 3.12: Verlauf der Probendeformation senkrecht zur Faser ohne Querdehnungsbehinderung bei steigender Verschiebung des Druckstempels

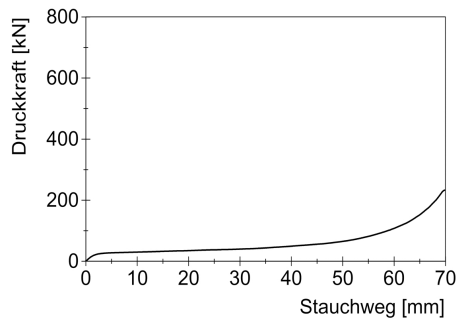


Abbildung 3.13: Druckkraft-Verschiebungs-Verlauf ohne Querdehnungsbehinderung bei Last senkrecht zur Faser. Initiale Dehnrates $0,0002 \text{ 1/s}$, Raumtemperatur.

da die seitliche Steifigkeit der teilweise komprimierten Zellen nicht groß genug ist, um die hineingepressten Zellwände zu halten. Die Zellen werden also durch hineingepresstes Material seitlich weggedrückt. In die andere seitliche Richtung (parallele Richtung) findet keine merkliche Ausdehnung statt.

Der entsprechende Kraft-Verschiebungs-Verlauf ist in Abbildung 3.13 aufgezeigt. Der Elastizitätsmodul beträgt 147 MPa und ist gering im Vergleich zu z. B. NIEMZ [Nie93]. Die Bruchkraft von $22,4 \text{ kN}$ ist vergleichbar zu z. B. NEUMANN [Neu09]. Der Übergang in das Kraftplateau ist glatt, ab ca. 50 mm Verschiebung steigt das Kraftniveau leicht an. Eine Verfestigung ist zu erkennen; sie ist jedoch nicht stark ausgeprägt, da Material der Belastung seitlich ausweicht. Eine Energie von $3,6 \text{ kJ}$ wird aufgenommen. Der Variationskoeffizient beträgt für die Bruchkraft $16,7\%$. Die im Vergleich zu Last parallel zur Faser höhere Streuung wird auf die transversal isotrope Betrachtung zurückgeführt: Die streng genommen vorhandenen Unterschiede zwischen der radialen und tangentialen Richtung werden hier nicht betrachtet und fließen in die Ergebnisstreuung mit ein. Der Variationskoeffizient ändert sich im Plateaubereich nur geringfügig, da bei der Deformation wesentlich weniger Verzweigungsmöglichkeiten vorhanden sind als bei Last parallel zur Faser.

Last parallel zur Faser mit Querdehnungsbehinderung

Die Probendeformation bei Querdehnungsbehinderung und Last parallel zur Faser zeigt Abbildung 3.14 (links). Fasern knicken lokal aus und schieben sich seitlich in benachbarte Fasern, was wiederum zu deren Ausknicken führt. So entstehen mehrere, unterschiedlich stark ausgeprägte Kinkbänder senkrecht zur Lastrichtung. Dieser Mechanismus ist nur aufgrund der seitlichen Stützung möglich, die ein totales seitliches Ausknicken verhindert.

Den gemittelten Kraft-Verschiebungs-Verlauf für parallel zur Faser belastete Proben bei Querdehnungsbehinderung zeigt Abbildung 3.15 (links). Er weist einen elastischen Anstieg (Elastizitätsmodul 7240 MPa) bis zum Erreichen der Bruchkraft (434,7 kN) auf. Die Bruchkraft ist signifikant^{3,19} höher als bei Proben ohne Querdehnungsbehinderung, da die Kinkbandbildung durch seitliche Stützung verzögert wird. Das anschließende Faserknicken führt zu einer Entfestigung, die aufgrund der seitlichen Stützung jedoch nur gering ausgeprägt ist. Es folgt ein in etwa konstantes Kraftplateau, das signifikant höher ist als ohne Querdehnungsbehinderung (siehe Tabelle 3.4). Mit Schließung aller Hohlräume setzt bei ca. 60 mm Verschiebung die Verfestigung ein. In diesem Bereich wird hauptsächlich Zellwandmaterial elastisch verformt, was eine Rückfederung der Probe nach der Entlastung um 10 mm untermauert. Die aufgenommene Energie beträgt 24,2 kJ und ist deutlich größer als bei Proben ohne Querdehnungsbehinderung. Der Variationskoeffizient beträgt 5,1 % für die Bruchkraft und nimmt bei der Kraft im Plateaubereich auf 10,6 % zu, was auf die Verzweigungsmöglichkeiten bei der Deformation zurückgeführt wird.

Abbildung 3.15 rechts zeigt die lateral wirkenden Kräfte. Sie steigen bereits im elastischen Bereich an, was auch die Erhöhung des Elastizitätsmoduls und der Bruchkraft im Vergleich zu Proben ohne Querdehnungsbehinderung erklärt. Die lateralen Kräfte sind in beiden Richtungen etwa gleich groß. Das stützt die Annahme der transversalen Isotropie. Sie steigen nahezu linear bis zur Verfestigung an, was als Versuch der Probe gedeutet werden kann, sich seitlich auszudehnen. Im Verfestigungsbereich steigen auch die lateralen Kräfte stark an. Die lateralen Kräfte vor dem Bereich der Verfestigung erscheinen gering gegenüber der Druckkraft, jedoch muss die kleiner werdende laterale Probenfläche in eine solche Betrachtung mit einbezogen werden. Die resultierenden seitlichen Spannungen haben demnach einen deutlich größeren Anteil an der Druckspannung, weshalb von einem ausgeprägten mehrachsigen Druckspannungszustand in der Probe gesprochen werden kann.

Last senkrecht zur Faser mit Querdehnungsbehinderung

Eine senkrecht zur Faser belastete Probe bei Querdehnungsbehinderung ist in Abbildung 3.14 (rechts) zu sehen. In der gezeigten senkrechten Ebene sind keine makroskopischen Schädigungen zu erkennen, lediglich die dunklen Spätholzbereiche liegen dichter zusammen als im unverformten Zustand. In der nicht gezeigten parallelen Ebene tritt nur vereinzelt ein lokales seitliches Ausweichen von Spätholzbereichen auf, überwiegend sind auch dort keine makroskopischen Schädigungen zu erkennen. Einem Abgleiten von Früh- und Spätholzschichten wie bei Proben ohne Querdehnungsbehinderung wird durch die seitliche Stützung vorgebeugt.

Die Mittelwertkurve (siehe Abbildung 3.16 links) beginnt mit einem elastischen Anstieg (Elastizitätsmodul 199 MPa) und geht bei einer Bruchkraft von 41,2 MPa in das Kraftplateau über. Elastizitätsmodul und Bruchkraft sind signifikant höher als bei Proben ohne Querdehnungsbehinderung. Das Kraftplateau ist ebenfalls signifikant höher als das ohne Querdehnungsbehinderung. Ab einer Verschiebung von ca. 45 mm steigt das Kraftniveau an, was auf die beginnende Kompression von Spätholzzellen zurückzuführen ist (vergleiche Abschnitt 3.1). Ab ca. 60 mm setzt die Verfestigung ein, vergleichbar zur Lastrichtung

^{3,19}Die statistische Signifikanz wurde mit t-Tests mit Signifikanzniveau 0,05 geprüft, siehe Abschnitt 3.2.1 (gilt auch für die Verwendung von „signifikant“ im weiteren Verlauf der Arbeit).

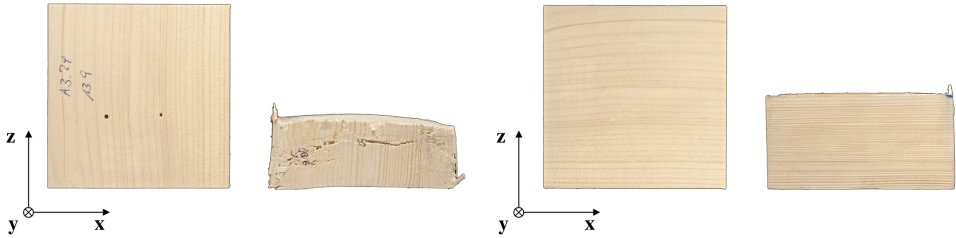


Abbildung 3.14: Probendeformation bei Querdehnungsbehinderung. Links: Last parallel zur Faser; rechts: Last senkrecht zur Faser. Jeweils Probe vor Belastung und nach Entlastung

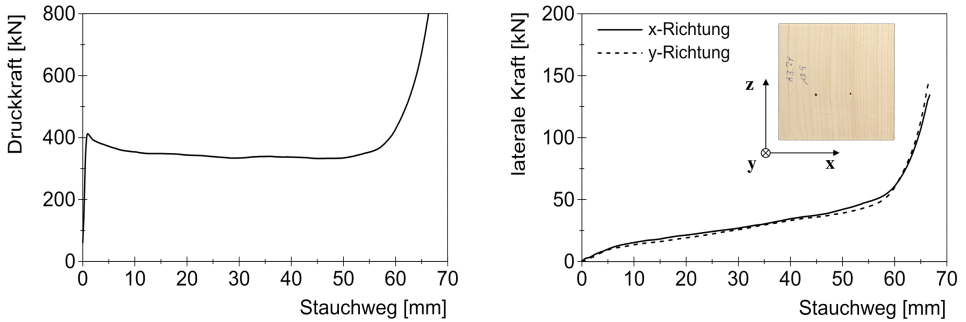


Abbildung 3.15: Druckkraft-Verschiebungs-Verlauf bei Querdehnungsbehinderung (links) und Verlauf der lateral wirkenden Kräfte (rechts) bei Last parallel zur Faser (z-Richtung). Initiale Dehnrates $0,0002 \text{ 1/s}$, Raumtemperatur

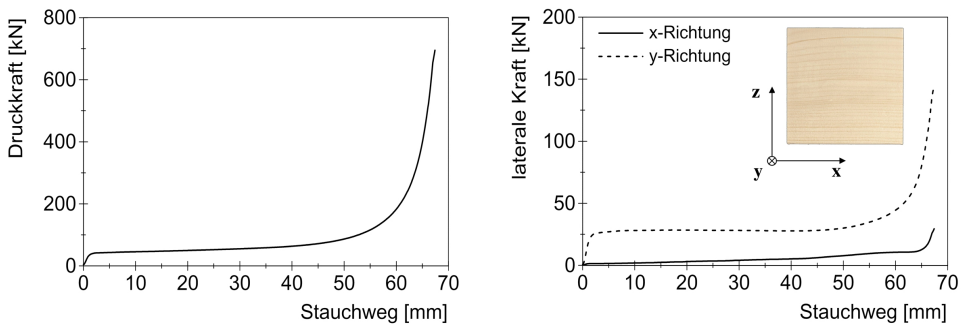


Abbildung 3.16: Druckkraft-Verschiebungs-Verlauf bei Querdehnungsbehinderung (links) und Verlauf der lateral wirkenden Kräfte (rechts) bei Last senkrecht zur Faser (z-Richtung). Initiale Dehnrates $0,0002 \text{ 1/s}$, Raumtemperatur

parallel zur Faser. Die verbleibende Probenhöhe nach Entlastung beträgt etwa 50 mm. Die elastische Entlastung ist also größer als parallel zur Faser, was auf die teilweise umkehrbare Verformung der Mikrostruktur (siehe auch Abbildungen 3.2 und 3.3 in Abschnitt 3.1) zurückgeführt wird. Die aufgenommene Energie beträgt 5,7 kJ. Tabelle 3.4 zeigt, dass die Standardabweichungen von Bruchkraft und Kraft im Plateaubereich ähnlich sind, allerdings prozentual höher als parallel zur Faser. Das entspricht dem Ergebnis von Proben ohne Querdehnungsbehinderung.

Die lateral wirkenden Kräfte zeigt Abbildung 3.16 (rechts). In paralleler Richtung (x -Richtung) ist die laterale Kraft bis zum Bereich der Verfestigung vernachlässigbar, da sich einzig die vergleichsweise wenigen Zellen von Holzstrahlen bei Kompression merklich in diese Richtung ausdehnen. Im Bereich der Verfestigung steigt die Kraft, da hier reines Zellwandmaterial komprimiert wird. In senkrechter lateraler Richtung (y -Richtung) steigt die Kraft bereits im elastischen Bereich aufgrund der hohen elastischen Querkontraktionszahl in der isotropen Ebene deutlich an, was die Erhöhung von Elastizitätsmodul und Bruchkraft im Vergleich zu Proben ohne Querdehnungsbehinderung erklärt. Im Plateaubereich ist das Kraftniveau in etwa konstant. Das ist in Anbetracht der verhältnismäßig geordneten Deformation auf der Mikroebene (Kollabieren von Zellquerschnitten) plausibel. Der Verfestigungsbereich spiegelt sich in Form einer starken Steigung deutlich in der lateralen Kraft wieder. Grundsätzlich ist die laterale Kraft in senkrechter Richtung in der gleichen Größenordnung wie in paralleler Richtung, obwohl die belastende Druckkraft um ca. eine Größenordnung geringer ist. Es herrscht also ein ausgeprägter mehrachsiger Druckspannungszustand in der Probe.

3.3.2 Druckversuche - Einflussfaktoren

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Druckversuche zum Einfluss der Faser-Last-Richtung, der Dehnrate, der Proben temperatur und der Probenhöhe auf den Druckkraft-Verformungsverlauf diskutiert.

Einfluss der Faser-Last-Richtung

Der Einfluss der Faser-Last-Richtung wurde für Last parallel und senkrecht zur Faser bereits ersichtlich: Aufgrund der unterschiedlichen Deformationsmechanismen auf Mikrostrukturebene unterscheiden sich die Richtungen parallel und senkrecht zur Faser deutlich im elastischen Bereich, bei der Bruchkraft und im Plateaubereich. Die Verfestigung (falls durch Querdehnungsbehinderung erreicht) ist vergleichbar. Zudem treten parallel zur Faser abhängig von der Querdehnungsbehinderung unterschiedlich stark ausgeprägte Entfestigungseffekte auf.

Abbildung 3.17 (links) zeigt nun die Kraft-Verschiebungs-Verläufe bei verschiedenen spitzen Faser-Last-Winkeln^{3,20}. Zu erkennen ist, dass sich Bruchkraft und Plateau nicht direkt proportional zum Faser-Last-Winkel erhöhen, wie HANKINSON [Han21] bereits für die Druckfestigkeit beschrieb (vergleiche Abschnitt 2.2.3). Das kann auf das mögliche Abgleiten von Früh- und Spätholzschichten bei bereits sehr kleinen Winkeln zurückgeführt werden, was zum Deformationsmechanismus „Kollabieren der Zellquerschnitte“ anstatt „Faserknicken“ führt.

In Abbildung 3.17 (rechts) ist der Kraft-Verschiebungs-Verlauf einer Schichtholzprobe im Vergleich zu parallel und senkrecht zur Faser belasteten Proben dargestellt. Die Bruchkraft von Schichtholz liegt mit 195,1 kN in etwa beim Mittelwert der Festigkeiten parallel und senkrecht zur Faser belasteter Proben (238,0 kN). Die Kraft im Plateaubereich liegt

^{3,20} Aus Gründen der Übersichtlichkeit sind nur die Winkel 0°, 30°, 60° und 90° aufgeführt. Die Kraft-Verschiebungs-Verläufe aller untersuchten Winkel sind in Anhang A.5 dargestellt.

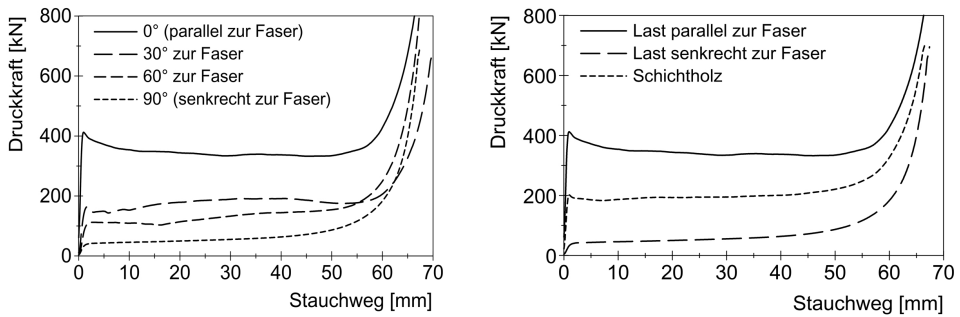


Abbildung 3.17: Druckkraft-Verschiebungs-Verläufe bei verschiedenen Faser-Last-Winkeln (links). Druckkraft-Verschiebungs-Verläufe parallel und senkrecht zur Faser im Vergleich zu Schichtholz (rechts). Initiale Dehnrates $0,0002 \text{ 1/s}$, Querdehnungsbehinderung, 20°C

mit $197,6 \text{ kN}$ ebenso nahe am Mittelwert von $199,0 \text{ kN}$. Auch die aufgenommene Energie stimmt gut überein (Schichtholz $15,0 \text{ kJ}$, Mittelwert parallel/senkrecht $15,0 \text{ kJ}$). Der Werkstoff Schichtholz kann demnach gut durch eine Überlagerung der Richtungseigenschaften parallel und senkrecht zur Faser beschrieben werden. Es kommt zu keiner Ausbildung deutlich anderer Eigenschaften durch z. B. veränderte makroskopische Deformationsmechanismen (vergleiche auch Anhang A.5 für die anderen untersuchten Parameter).

Einfluss der Dehnrates

Die in den Versuchen erzielten Verläufe von Geschwindigkeit und Dehnrates sind in Abbildung 3.18 dargestellt (aus Gründen der Übersichtlichkeit für nur drei Stützstellen). Die Geschwindigkeit des Druckstempels verläuft auf logarithmischer Skala in etwa konstant (Stoßprüfstand) bzw. fällt leicht ab (Prüfstand für geführte Fallversuche). Die resultierende Dehnrates steigt am Stoßprüfstand leicht an und hält sich am Prüfstand für geführte Fallversuche in etwa konstant. Die Abweichungen von der Soll-Dehnrates werden als hinnehmbar bewertet. Tabelle 3.5 listet die erzielten initialen Dehnrates und die Dehnrates zu Ende eines Versuchs auf und vergleicht sie mit den initialen Soll-Dehnrates. Die Soll-Dehnrates wird nur im quasistatischen Fall zu Beginn des Versuchs sehr gut getroffen. Es ist jedoch nicht Ziel der Versuche, bestimmte Dehnrates exakt zu treffen. Vielmehr sollen Parameter in Abhängigkeit der Dehnrates abgeleitet werden, was ebenso anhand der nun vorliegenden Ist-Dehnrates erfolgen kann.

Tabelle 3.5: Soll- und erreichte Dehnrates (parallel zur Faser, Querdehnungsbehinderung, 20°C) am Stoßprüfstand (SPS) und am Führungsfallprüfstand (FFP)

Prüfstand	initiale Dehnrates (Soll) $[\text{1/s}]$	initiale Dehnrates (Ist) $[\text{1/s}]$	Enddehnrates (Ist) $[\text{1/s}]$
SPS	0,0002	0,0002	0,0005
	2,0	3,0	4,8
FFP	133	122	131

Dehnrateneinfluss bei Last parallel zur Faser Abbildung 3.19 (links) zeigt die Druckkraft-Verschiebungs-Verläufe für die initialen Dehnraten^{3,21} 0,0002 1/s, 2 1/s und 133 1/s für Belastung parallel zur Faser und bei Querdehnungsbehinderung. Grundsätzlich liegt bei höherer Dehnrates ein höheres Kraftniveau vor. Die Bruchkraft steigt mit jeder der untersuchten Dehnrates signifikant. Die Kraft im Plateaubereich jedoch erhöht sich nicht bei jeder Steigerung auf die nächste Dehnrates signifikant, reagiert also weniger empfindlich (siehe auch Tabelle 3.4). NEUMANN [Neu09] und VURAL & RAVICHANDRAN [VR03] stellten das ebenso fest. Beispielsweise steigt die Bruchkraft von 434,7 kN auf 934,6 kN, die Kraft im Plateaubereich von 339,2 kN auf 534,8 kN und die aufgenommene Energie von 24,2 kJ auf 38,3 kJ bei Erhöhung der initialen Dehnrates von 0,0002 1/s auf 133 1/s. Zur Bewertung der Festigkeitssteigerung bei hohen Dehnrates wird der dynamische Faktor eingeführt, der sich aus dem Quotienten der Druckkräfte bei hoher und quasistatischer Referenzdehnrates ergibt,

$$f_{dyn} = \frac{F_{dynamisch}}{F_{quasistatisch}}. \quad (3.4)$$

Der dynamische Faktor ist für alle untersuchten Dehnrates in Abbildung 3.19 (rechts) dargestellt, wobei die niedrigste untersuchte Dehnrates von 0,0002 1/s als Referenz gilt ($f_{dyn} = 1$). Der dynamische Faktor steigt auf logarithmischer Dehnrateskala erwartungsgemäß etwa linear an.

Dehnrateneinfluss bei Last senkrecht zur Faser Senkrecht zur Faser belastet und bei Querdehnungsbehinderung ist der Effekt der Dehnrates in Abbildung 3.20 dargestellt. Auch hier liegt bei höherer Dehnrates grundsätzlich ein höheres Kraftniveau vor. Die Bruchkraft steigt nicht signifikant im unteren Dehnratesbereich (bis 0,1 1/s), im oberen hingegen schon. Die Kraft im Plateaubereich erhöht sich signifikant bei fast jeder Steigerung, siehe auch Tabelle 3.4. Der dynamische Faktor f_{dyn} korreliert wieder in etwa linear mit dem Logarithmus der Dehnrates, wobei die Stützstelle 133 1/s aufgrund von Schwingungen im Prüfaufbau mit Unsicherheiten behaftet ist.

Weitere Diskussion des Dehnrateneinflusses Die gezeigten Druckkraft-Verschiebung-Verläufe wurden direkt aus den aufgenommenen Kraftsignalen abgeleitet. Bei hohen Dehnrates beeinflusst der Prüfaufbau in zweierlei Hinsicht diese Signale: In den Abbildungen 3.19 und 3.20 ist zu erkennen, dass es am Prüfstand für geführte Fallversuche zu Schwingungen des Prüfaufbaus kam, die sich im Kraftsignal des Druckstempels widerspiegeln. Zudem muss zu Beginn eines Versuchs der Druckstempel beschleunigt werden, wodurch neben der Reaktionskraft der Probe auch die Trägheitskraft des Druckstempels in das gemessene Signal mit einfließt. Eine Abschätzung der Trägheitskraft zeigt, dass nur am Prüfstand für geführte Fallversuche eine relevante Trägheitskraft wirkte. Sie ist maximal bei ca. 5 mm Verschiebung (Bereich der Entfestigung bzw. des Plateaubeginns, bis zu 17 % der Druckkraft) und ab ca. 10 mm Verschiebung wieder vernachlässigbar. Diese Kraft muss berücksichtigt werden, wenn in Kapitel 4 Parameter für die Modellierung abgeleitet werden.

Bei geringen Dehnrates bleibt der Probe ausreichend Zeit, die bei der Energiedissipation entstehende Wärme an die Umgebung abzuführen („quasi-isothermer Versuch“). Bei hohen Dehnrates jedoch ist das nicht der Fall und die Probe erwärmt sich merklich während des Druckversuchs („quasi-adiabater Versuch“). Das ist mit einer thermischen Entfestigung verbunden, die mit in den gezeigten Druckkraft-Verschiebungsverläufen enthalten ist. Bei Holz im Stoßdämpfer tritt der gleiche Effekt auf, wenn auch aufgrund anderer Randbedingungen und Oberflächen-/Volumenverhältnisses in anderem Umfang. In erster Näherung wird in

^{3,21}Für die hier nicht dargestellten Dehnrates sind die Druckkraft-Verschiebungs-Verläufe in Anhang A.5 aufgeführt.

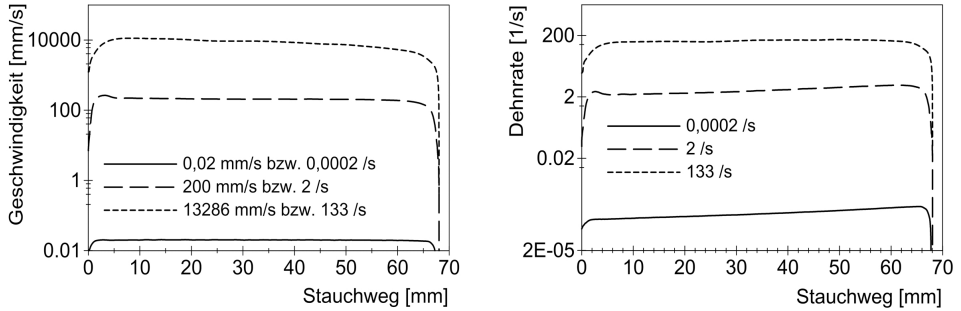


Abbildung 3.18: Erzielte Druckstempelgeschwindigkeiten und Dehnraten am Beispiel Last parallel zur Faser, Querdehnungsbehinderung, 20 °C

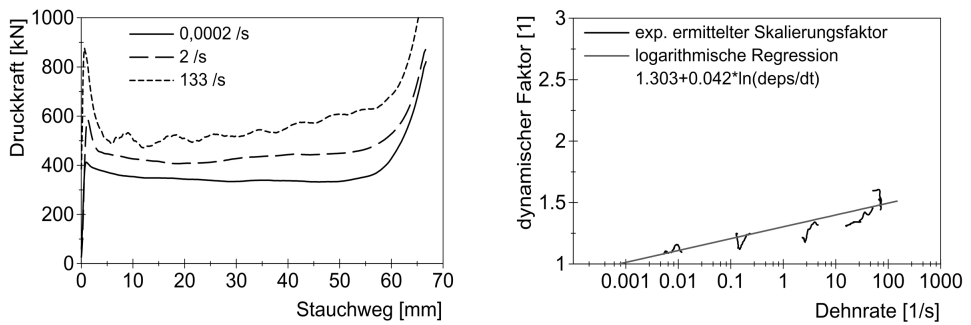


Abbildung 3.19: Druckkraft-Verschiebungs-Verläufe bei steigender initialer Dehnrade (links) und Verlauf der entsprechenden dynamischen Faktoren (rechts). Last parallel zur Faser, Querdehnungsbehinderung, 20 °C

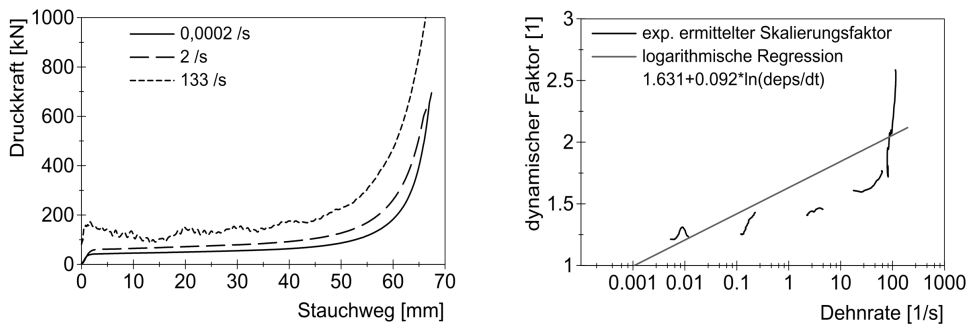


Abbildung 3.20: Druckkraft-Verschiebungs-Verläufe bei steigender initialer Dehnrade (links) und Verlauf der entsprechenden dynamischen Faktoren (rechts). Last senkrecht zur Faser, Querdehnungsbehinderung, 20 °C

dieser Arbeit davon ausgegangen, dass die thermische Entfestigung bei den Druckversuchen und bei Holz im Stoßdämpfer vergleichbar ist.

Einfluss der Temperatur

Einfluss der Temperatur bei Last parallel zur Faser Abbildung 3.21 (links) zeigt die Druckkraft-Verschiebungs-Verläufe bei den untersuchten Temperaturen für Last parallel zur Faser bei Querdehnungsbehinderung. Bei Verringerung der Temperatur auf -40°C ändert sich die Bruchkraft nicht signifikant. Die seitliche Stützung durch benachbarte Fasern ist scheinbar aufgrund der höheren Zellwandsteifigkeit sehr ausgeprägt, was die Fortsetzung des Ausknickens erschwert: Es existiert kein Entfestigungseffekt und stattdessen findet ein leichter Kraftanstieg statt. Die Kraft im Plateaubereich erhöht sich anschließend signifikant von 375,3 kN auf 529,7 kN und die aufgenommene Energie steigt von 24,9 kJ auf 33,6 kJ. Bei Erhöhung der Temperatur auf 90°C sinkt generell das Kraftniveau aufgrund der deutlichen Festigkeitsdegradation der Zellwände: Die Bruchkraft sinkt signifikant von 467,8 kN auf 279,7 kN, die Kraft im Plateaubereich sinkt ebenfalls signifikant von 375,3 kN auf 277,7 kN und die aufgenommene Energie sinkt von 24,9 kJ auf 18,0 kJ. Äquivalent zum dynamischen Faktor wird ein Temperatur-Faktor eingeführt, der die Festigkeitsänderung aufgrund einer Änderung der Probestemperatur gegenüber der Referenztemperatur (hier die Raumtemperatur) angibt,

$$f_{temp} = \frac{F_{temperiert}}{F_{20^{\circ}\text{C}}}. \quad (3.5)$$

Der Temperatur-Faktor ändert sich nur gering über den Stauchweg (Abbildung 3.21 rechts), was auch bei den Versuchen von HERMANSON [Her96] der Fall war. Der Abfall bzw. Anstieg der Kurven ab ca. dem halben Stauchweg wird auf die Temperaturänderung zurückgeführt, die die Probe während des Versuchs erfährt (Angleich an die Umgebungstemperatur, siehe auch Abschnitt 3.3.3). Bei hohen Dehnraten überlagert sich dieser Effekt mit der Erwärmung der Probe aufgrund der Verformung („quasi-adiabater Versuch“), siehe Anhang A.5.

Einfluss der Temperatur bei Last senkrecht zur Faser Der Einfluss der Probestemperatur für Last senkrecht zur Faser ist in Abbildung 3.22 links dargestellt. Bei -40°C erhöht sich das Kraftniveau allgemein. Die Bruchkraft steigt signifikant von 46,5 kN auf 58,9 kN, die Kraft im Plateaubereich von 74,2 kN auf 113,1 kN und die aufgenommene Energie von 5,7 kJ auf 9,3 kJ. Bei Erwärmung auf 90°C sinkt die Bruchkraft signifikant von 46,5 kN auf 34,6 kN, die Kraft im Plateaubereich von 74,2 kN auf 56,8 kN und die aufgenommene Energie von 5,7 kJ auf 4,6 kJ. Die entsprechenden Temperatur-Faktoren sind in Abbildung 3.22 rechts dargestellt. Sie sind für beide Temperaturen in etwa konstant über den Stauchweg.

Weitere Diskussion des Temperatureinflusses Während des Versuchs fand ein Wärmeübergang von der Probe an die Umgebung statt. Damit entstand ein Temperaturgradient in der Probe, und die Solltemperaturen von -40°C bzw. 90°C lagen nicht im ganzen Probenvolumen vor. Durch geeignete Maßnahmen wurde dieser Effekt minimiert, siehe Abschnitt 3.3.3. In erster Näherung wird im weiteren Verlauf dieser Arbeit dennoch davon ausgegangen, dass die Temperatur im gesamten Probenvolumen konstant ist.

Am Prüfstand für geführte Fallversuche konnte bei einer Temperatur von -40°C nicht immer der gewünschte Stauchgrad von ca. 70 % erreicht werden (siehe Anhang A.5). Aufgrund des sehr hohen Kraftniveaus bei hoher Dehnrates und niedriger Temperatur wurden die technischen Grenzen des Prüfstands erreicht und die zur Verfügung stehende Energie reichte bei einigen Proben nicht aus, den Sollstauchgrad zu erreichen.

Beim Aufwärmen der Probe auf 100°C fand ein Verlust des Holzfeuchtegehalts um ca. 3 % statt, der über die Darmmethode bestimmt wurde. Damit verbunden waren ein Aufblähen

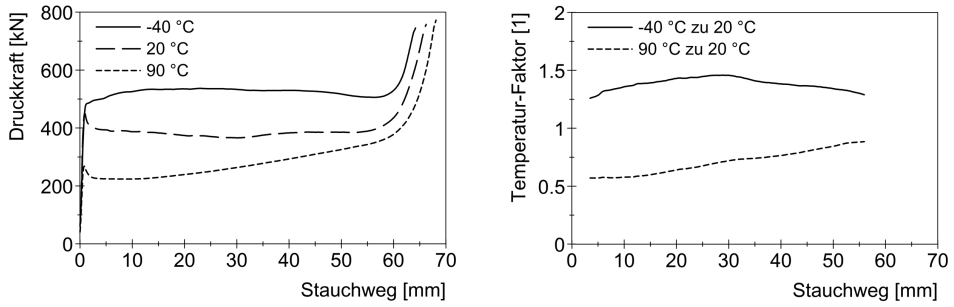


Abbildung 3.21: Druckkraft-Verschiebungs-Verläufe bei -40 °C , 20 °C , 90 °C (links) und Verlauf der entsprechenden Temperatur-Faktoren (rechts). Last parallel zur Faser, Querdehnungsbehinderung, $0,005\text{ 1/s}$

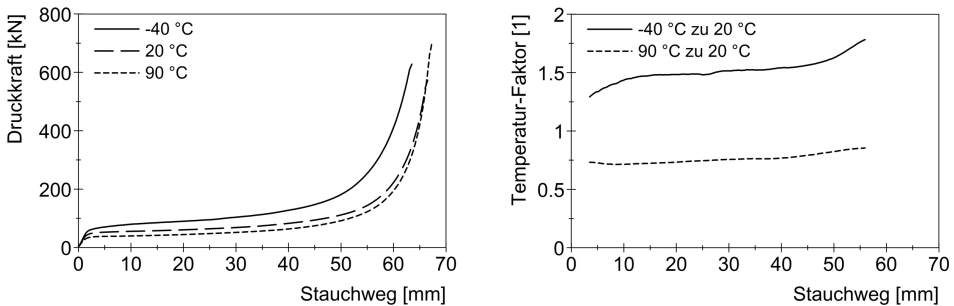


Abbildung 3.22: Druckkraft-Verschiebungs-Verläufe bei -40 °C , 20 °C , 90 °C (links) und Verlauf der entsprechenden Temperatur-Faktoren (rechts). Last senkrecht zur Faser, Querdehnungsbehinderung, $0,005\text{ 1/s}$

der PVC-Verpackung und Bildung von Kondenswasser. Der Feuchteverlust führt zu einem Anstieg des Kraftniveaus (vergleiche WIDHAMMAR [Wid04]), der den Temperatureffekt überlagert und mit in den hier gezeigten Ergebnissen enthalten ist. Allerdings ist davon auszugehen, dass auch der Feuchtegehalt von Holz im Stoßdämpfer bei Erwärmung sinkt, wenn auch nicht zwangsläufig im gleichen Umfang. Eine Unsicherheit bleibt erhalten, die z. B. über die Berücksichtigung des zusätzlichen Parameters „Feuchtegehalt“ in zukünftigen Untersuchungen verringert werden könnte.

Einfluss der Probenhöhe

Der Einfluss der Probenhöhe, am Beispiel der untersuchten halben Probenhöhe, ist für die Lastrichtungen parallel und senkrecht zur Faser bei Querdehnungsbehinderung in Abbildung 3.23 gezeigt. Die Druckkraft ist hier über die logarithmische Druckdehnung (HENCKY-Dehnung in Belastungsrichtung) aufgetragen, um die Abszisse zu vereinheitlichen. Die Bruchkraft und die Kraft im Plateaubereich ändern sich bei beiden Orientierungen nicht signifikant, siehe auch Tabelle 3.4. Der Verfestigungsbereich wurde bei den Versuchen halber Probenhöhe nicht erreicht; allerdings sind hier keine Effekte der Probenhöhe zu erwarten, da die komprimierte Mikrostruktur beinahe aus reinem Zellwandmaterial besteht. Der Druckkraftverlauf ändert sich demnach nicht merklich, wenn die Probenhöhe halbiert wird.

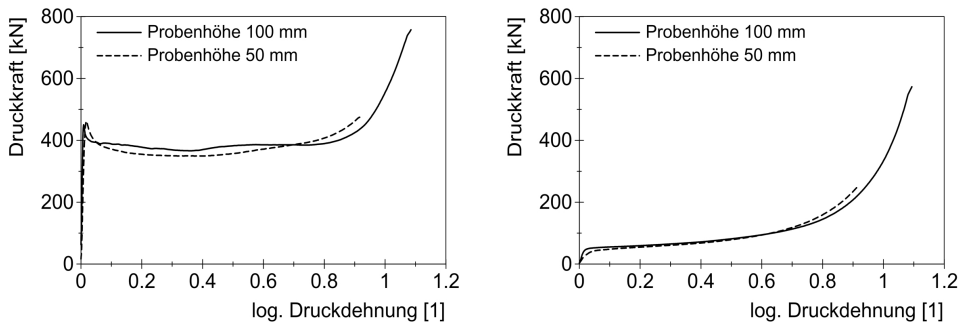


Abbildung 3.23: Druckkraft-Dehnungs-Verläufe von Proben mit 100 mm und 50 mm Probenhöhe. Last parallel (links) und senkrecht zur Faser (rechts). Querdehnungsbehinderung, $0,005 \text{ 1/s}$, $20 \text{ }^\circ\text{C}$

Das Ergebnis bestätigt die Wahl der Probenkantlänge zu 100 mm: Da ausreichend viele Zellen und Jahrringe vom Probenquerschnitt erfasst werden, scheinen geringfügige Änderungen der Abmessungen nur geringen Einfluss auf das Ergebnis zu haben. Das unterstützt die Übertragbarkeit der erzielten Ergebnisse auf Holz ähnlicher Abmessungen im Stoßdämpfer. Allerdings sollten der Einfluss der Probenform sowie der Probengröße in weiterem Umfang untersucht werden, um dieses Ergebnis abzusichern. Insbesondere ohne Querdehnungsbehinderung scheint ein Einfluss der Probenform wahrscheinlicher, da beim Knickvorgang der Faserbündel deren Länge eine wesentliche Rolle spielt.

3.3.3 Weitere experimentelle Untersuchungen

Im Folgenden werden die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen zur Probentemperatur und zum Reibkoeffizienten dargestellt und diskutiert.

Untersuchung zur Probentemperatur

Aufgrund von Wärmeübergängen von inneren in äußere Probenbereiche und von der Probenoberfläche in die Versuchseinrichtung liegt im Probenvolumen kein konstantes Temperaturfeld vor. In Anhang A.3 wird der ermittelte zeitliche Verlauf der Temperaturverteilung in der Probe näher erläutert. Folgende Maßnahmen wurden bei der Durchführung der Druckversuche getroffen, um die vorhandenen Abweichungen von der Soll-Probentemperatur über die Versuchsdauer zu minimieren:

- Die Proben wurden auf $100 \text{ }^\circ\text{C}$ vorgewärmt, um bei der Abkühlung während der Handhabungszeit die Solltemperatur von $90 \text{ }^\circ\text{C}$ nicht zu unterschreiten.
- Die Versuchseinrichtung wurde vor dem Einsetzen der Probe vorgewärmt, um den Temperaturgradienten und damit den Wärmeübergang von der Probe in die Versuchseinrichtung zu minimieren.
- Die minimale initiale Dehnrate bei Druckversuchen mit temperierten Proben betrug $0,005 \text{ 1/s}$. Die sonst angewendete minimale Dehnrate von $0,0002 \text{ 1/s}$ hätte aufgrund der langen Versuchsdauer trotz der eben genannten Maßnahmen zu einer deutlichen Temperaturabnahme in der Probe geführt.

Bei einer Soll-Temperatur von -40°C wurden die Proben entsprechend auf -50°C vorgekühlt und die Versuchseinrichtung ebenfalls vor dem Einsetzen der Probe vorgekühlt. Mithilfe der Versuche zur Probentemperatur und der resultierenden Maßnahmen konnte so die Aussagefähigkeit der Ergebnisse der temperierten Druckversuche erhöht werden.

Untersuchung zum Reibkoeffizienten Fichtenholz–Stahl

Tabelle 3.6 zeigt die Mittelwerte der aus den Einzelversuchen abgeschätzten (Gleit-) Reibkoeffizienten für die betrachteten Konfigurationen. Für ungeschmierte Proben ergibt sich ein Reibkoeffizient bei Bewegung parallel zur Faser von 0,20 und senkrecht zur Faser von 0,17. Der Unterschied zwischen den Bewegungsrichtungen ist signifikant^{3.22}, die Erhöhung der Normalkraft ändert den Reibkoeffizienten nicht signifikant. Bei geschmierter Probe erhöht sich der Reibkoeffizient signifikant. Zurückzuführen ist das auf eine hohe Adhäsion des PTFE-Schmiermittels („Klebeeffekt“), die eine konstante Kraft gegen die Bewegungsrichtung hervorruft. Bei den durchgeführten Versuchen war diese Kraft groß im Vergleich zur Reibkraft bzw. zum Anteil der Gewichtskraft in Bewegungsrichtung. Die ermittelten Reibkoeffizienten mit Schmierung können demnach nicht als repräsentativ angesehen werden, da die Versuchsergebnisse einen zu hohen adhäsiven Effekt des Schmiermittels zeigen.

Tabelle 3.6: Mittelwerte der abgeschätzten Reibkoeffizienten (Gleitreibung) Fichtenholz–Stahl bei Bewegung parallel und senkrecht zur Faser

Konfiguration	parallel zur Faser	senkrecht zur Faser
	$\mu_{G,FS}$ [1]	$\mu_{G,FS}$ [1]
ungeschmiert, kein Zusatzgewicht	0,20	0,17
ungeschmiert, Zusatzgewicht	0,20	0,17
geschmiert, kein Zusatzgewicht	0,26	0,20
geschmiert, Zusatzgewicht	0,25	0,21

In dieser Arbeit soll der Reibkoeffizient deshalb vorerst aus der Literatur abgeleitet werden. HERMANSON [Her96] bestimmte den Reibkoeffizienten von Rotholz unter Normalkräften von bis zu etwa 70 kN. Bei ungeschmierten Proben und Umgebungstemperatur ermittelte er einen mittleren Reibkoeffizienten von 0,20, der vergleichbar zu den hier erzielten Ergebnissen ist. Eine Schmierung verringerte den Koeffizienten auf 0,15. Darauf basierend wird für diese Arbeit ein Reibbeiwert von $\mu_{G,FS} = 0,15$ für geschmierte Proben jeglicher Bewegungsrichtung angenommen.

Die Relevanz des Reibkoeffizienten ist in Abbildung 3.24 ersichtlich. Der experimentell aufgenommene Kraft-Verschiebungs-Verlauf eines Druckversuchs bei Querdehnungsbegrenzung und Last parallel zur Faser wurde um den Einfluss der Reibung korrigiert^{3.23} ($\mu_{G,FS} = 0,15$). Der korrigierte Druckkraft-Verschiebungs-Verlauf weicht im Laufe der Deformation etwa linear fallend um bis zu 11,5% vom aufgezeichneten Verlauf ab. Die aufgenommene Energie reduziert sich durch die berücksichtigte Reibung von 32,8 kJ auf 30,5 kJ. Dieser deutliche Einfluss der Reibung muss bei der weiteren Verwendung der experimentellen Daten in Kapitel 4 berücksichtigt werden. Die Versuche zum Reibkoeffizienten belegen so die Notwendigkeit zukünftiger Untersuchungen zum Reibkoeffizienten.

^{3.22}Die statistische Signifikanz wurde mit t-Tests mit Signifikanzniveau 0,05 geprüft, siehe Abschnitt 3.2.1).

^{3.23}Dabei wurde vereinfacht angenommen, dass die Reibkraft konstant über die Probenhöhe wirkt.

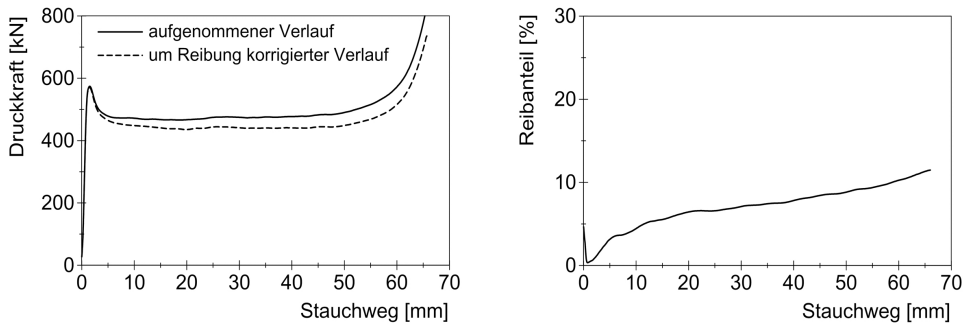


Abbildung 3.24: Einfluss des Reibkoeffizienten von $\mu_{G,FS} = 0,15$ zwischen Holzprobe und Spannbacken auf den Druckkraft-Verschiebungs-Verlauf (links). Prozentualer Anteil der Reibkräfte an der Druckkraft (rechts). Beispiel Last parallel zur Faser, $20\text{ }^{\circ}\text{C}$, Querdehnungsbehinderung, $30\text{ }1/\text{s}$

3.4 Zusammenfassende Diskussion

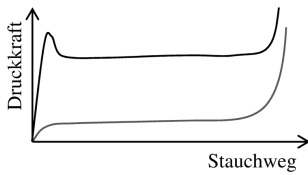
In diesem Kapitel wurde eine Datenbasis zum Materialverhalten von Fichtenholz unter Druckbelastung generiert. Dabei wurden für Stoßdämpferkonstruktionen relevante Parameter berücksichtigt.

Der aktuelle Kenntnisstand zum Verhalten von Fichtenholz unter Druckbelastung bei großen Stauchgraden wurde in Abschnitt 3.1 aufbereitet. Das grundlegende mechanische Verhalten wurde anhand mikromechanischer Kompressionsmechanismen erläutert und Untersuchungen wurden zitiert, die die Einflüsse von seitlicher Stützung, Dehnrates und Temperatur aufzeigen. Für Holz im Stoßdämpfer müssen die in Abschnitt 2.1.3 aufgestellten Randbedingungen berücksichtigt werden. Die recherchierten Untersuchungen liefern dafür keine ausreichenden Daten, was neue experimentelle Untersuchungen erforderlich machte.

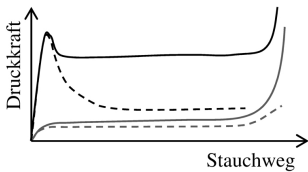
Die verwendeten würfelförmigen Fichtenholzproben für die Druckversuche und die Übertragbarkeit der erzielten Ergebnisse auf Stoßdämpfer wurden in Abschnitt 3.2 diskutiert. Das Versuchsprogramm wurde aufgestellt, basierend auf den zu berücksichtigenden Lastfällen und Randbedingungen. Die verwendeten Prüfmaschinen und die Versuchseinrichtungen wurden beschrieben. Die Methode der statistischen Auswertung der Einzelversuche und die zur Charakterisierung verwendeten Kennwerte wurden aufgezeigt. Anschließend wurden Untersuchungen zur Temperaturverteilung in einer Probe und zur Abschätzung des Reibkoeffizienten Fichtenholz–Stahl dargestellt.

Die Versuchsergebnisse der Druckversuche bestehen aus Kraft-Verschiebungs-Verläufen, aus denen die Kennwerte Elastizitätsmodul, Bruchkraft, Druckkraft bei 50 % Soldeformation (Kraft im Plateaubereich) und aufgenommene Energie abgeleitet wurden. Außerdem wurde das Deformationsverhalten der Proben diskutiert. Zusammenfassend kann das Verhalten von Fichtenholz unter Druckbelastung bei großen Stauchgraden wie folgt charakterisiert werden^{3,24}:

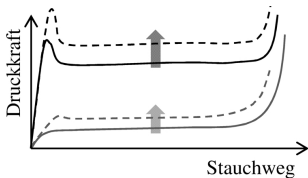
^{3,24}In den schematischen Darstellungen repräsentiert die schwarze Kurve die Lastrichtung parallel zur Faser, die graue Kurve die Lastrichtung senkrecht zur Faser.



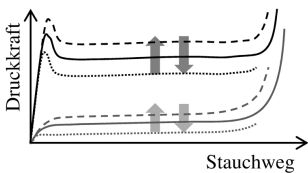
Faser-Last-Richtung In den Materialrichtungen parallel und senkrecht zur Faser besitzt Fichtenholz stark unterschiedliche Druckkraft-Verschiebungs-Verläufe. Parallel zur Faser belastet liegen die Bruchkraft und das Kraftniveau deutlich höher als senkrecht zur Faser. Zudem findet parallel zur Faser eine Entfestigung des Materials statt. Der Verfestigungsbereich ist für beide Orientierungen vergleichbar. Die Eigenschaften des im Stoßdämpfer häufig eingesetzten Schichtholzes sind gut über die gemittelten Eigenschaften in den Richtungen parallel und senkrecht zur Faser zu beschreiben.



Querdehnungsbehinderung Ohne Behinderung der Querdehnung fällt das Kraftniveau deutlich ab. Bei Last parallel zur Faser ist der Entfestigungseffekt zudem sehr viel stärker ausgeprägt. Ohne Querdehnungsbehinderung tritt die Verfestigung nur im Ansatz oder gar nicht auf, während sie mit Querdehnungsbehinderung deutlich vorhanden ist. Ohne Querdehnungsbehinderung weist die Probendeformation bei Last parallel zur Faser eine deutliche seitliche Ausdehnung auf. Sie beruht auf ausknickenden Faserbündeln und ist während der Reorientierung der Faserbündel am größten. Senkrecht zur Faser findet in der isotropen Ebene eine seitliche Ausdehnung statt, da Zellen der Last seitlich ausweichen. Mit steigendem Stauchgrad steigt die seitliche Ausdehnung. Aufgrund der seitlichen Ausdehnung herrscht bei Querdehnungsbehinderung ein mehrachsiger Druckspannungszustand in der Probe.



Dehnrate Mit steigender Dehnrate erhöht sich die Bruchkraft sowohl parallel als auch senkrecht zur Faser. Die Kraft im Plateaubereich erhöht sich ebenfalls, allerdings reagiert sie weniger sensibel auf hohe Dehnraten als die Bruchkraft. In den erzielten Ergebnissen sind implizit die Effekte einer erhöhten Probentemperatur bei Versuchen mit hoher Dehnrate enthalten. Im Stoßdämpfer ist dieser Effekt ebenfalls vorhanden, allerdings muss die Übertragbarkeit von Fall zu Fall bewertet werden.



Temperatur Mit steigender Temperatur sinkt das Kraftniveau, mit fallender Temperatur steigt das Kraftniveau. In den erzielten Ergebnissen sind implizit die Effekte eines gesunkenen Feuchtegehalts (bei erwärmten Proben) sowie die Effekte einer erhöhten Probentemperatur durch dynamische Verformung (bei Versuchen mit hoher Dehnrate) enthalten. Im Stoßdämpfer muss die Übertragbarkeit dieser Effekte bewertet werden.

Die Ergebnisse der Druckversuche mit halber Probenhöhe deuten darauf hin, dass kleine Unterschiede in der Probengröße den Kraftverlauf nur wenig beeinflussen. Es wurden jedoch keine umfangreichen Untersuchungen zum Einfluss der Probengröße und -form vorgenommen. Daher sollten die Ergebnisse der Druckversuche vorerst nur auf Konstruktionen

übertragen werden, in denen Fichtenholz ähnlicher Größe und Form verwendet wird. Auch die übrigen Eigenschaften von Fichtenholz in einer Konstruktion müssen ähnlich zu den hier untersuchten Proben sein, um eine Übertragbarkeit zu gewährleisten. Das betrifft z. B. die Ästigkeit, die Rohdichte und den Feuchtegehalt.

Bei der weiteren Verwendung der erzielten Ergebnisse müssen die statistischen Streuungen beachtet werden. Die Variationskoeffizienten der hier ermittelten quasistatischen Bruchkräfte sind vergleichbar oder geringer als Literaturangaben für Fichtenholz (wie z. B. DINWOODIE [Din00], ISO 3129 [ISO12] oder DIN 68364 [DIN03]), was auf sinnvoll gewählte Grenzen der Probeneigenschaften und eine sinnvolle Stichprobengröße schließen lässt. Die Vergleichbarkeit z. B. der ermittelten Bruchkraft mit Ergebnissen anderer recherchierter Untersuchungen deutet darauf hin, dass die statistische Streuung der Eigenschaften von Baum zu Baum oder Waldstück zu Waldstück für diese Arbeit nicht ausschlaggebend sind. Unter Berücksichtigung angemessener Sicherheitsfaktoren sollten die in dieser Arbeit ermittelten Ergebnisse somit auch auf Fichtenholz z. B. anderer Standorte übertragen werden können, was im Zweifelsfall jedoch experimentell bestätigt werden sollte.

Aus den Ergebnissen der mit Temperatursensoren versehenen Probe konnten Hinweise für die Versuchsvorbereitung und -durchführung der Druckversuche gewonnen werden. Mit den Untersuchungen zum Reibkoeffizienten Fichtenholz–Stahl konnte der Reibkoeffizient nicht hinreichend genau bestimmt werden. Weitere Experimente sollten in zukünftigen Untersuchungen durchgeführt werden. Auf Grundlage von Literaturangaben wird im Weiteren von einem Reibkoeffizienten von 0,15 für geschmierte Proben ausgegangen.

In diesem Kapitel wurde Fichtenholz somit hinsichtlich seines mechanischen Verhaltens bei großen Stauchgraden charakterisiert. Die relevanten Einflussgrößen, die in Abschnitt 2.1.3 abgeleitet wurden, wurden untersucht. Es steht nun eine Datenbasis zur Verfügung, mit deren Hilfe relevante Modelleigenschaften und Eingangsdaten abgeleitet werden können. Punkt 1 der Strategie aus Abschnitt 1.1 ist damit erfüllt.

4 Modellierung von Fichtenholz unter dynamischer Druckbelastung

Dieses Kapitel hat die numerische Modellierung von Fichtenholz unter dynamischer Druckbelastung auf Basis der in Kapitel 3 herausgearbeiteten Charakteristika zum Ziel.

Zunächst wird in Abschnitt 4.1 der Stand von Wissenschaft und Technik aufbereitet. Bereits vorhandene Materialmodelle für Fichtenholz werden zusammengefasst und hinsichtlich ihrer Eignung für die Stoßdämpfersimulation bewertet. In Abschnitt 4.2 werden grundlegende Annahmen und Überlegungen zur Modellbildung getroffen. Die Entwicklung und Anwendung zweier Materialmodelle wird in den Abschnitten 4.3 bis 4.6 beschrieben. Der erste vorgestellte Modellierungsansatz baut auf einem bestehenden Materialmodell auf und fokussiert auf die Berücksichtigung mehrachsiger Spannungszustände. Der zweite Ansatz ist eine Neuentwicklung und baut auf den Erkenntnissen des ersten Ansatzes auf. Er ist anpassungsfähiger an das experimentell beobachtete Materialverhalten und berücksichtigt neben der Mehrachsigkeit auch die anderen geforderten Parameter der Faser-Last-Orientierung, Dehnrate und Temperatur. Für beide Modellierungsansätze werden die analytische Modellentwicklung, die Umsetzung im FE-Code, die numerische Funktionsprüfung sowie die Ableitung von Eingangsdaten aufgezeigt. Anhand der Nachrechnung der in Kapitel 3 beschriebenen Druckversuche mit den entwickelten Materialmodellen werden die Modelle hinsichtlich ihrer Fähigkeit, das relevante charakteristische Materialverhalten nachzubilden, bewertet. Das Verhalten des neu entwickelten Materialmodells bei der Simulation anwendungsnahe Bauteile wird schließlich durch die Nachrechnung eines Behälterfallversuchs mit holzgefüllten Stoßdämpfern untersucht. Die Modellierungsansätze und deren Anwendungsfähigkeit werden in Abschnitt 4.7 abschließend zusammengefasst und bewertet.

4.1 Stand von Wissenschaft und Technik

Im Folgenden werden Modellierungsansätze für Holz bzw. Fichtenholz zusammengefasst und bewertet, die in der Fachliteratur vorgestellt wurden oder von kommerziellen FE-Codes zur Verfügung gestellt werden. Die Bewertung erfolgt dabei im Hinblick auf die Anwendbarkeit auf Stoßdämpfer.

Auf der einen Seite existieren mikromechanisch motivierte Modelle^{4.1}, die auf einer idealisierten Modellierung der Mikrostruktur von Holz basieren. Verbreiteter sind Modellierungsansätze, bei denen Holz als Kontinuum betrachtet wird. Die Beschreibung des Materialverhaltens beruht dann vielmehr auf einer Nachbildung des makroskopisch beobachteten Verhaltens mit den Werkzeugen eines Ingenieurs als auf den zugrundeliegenden mikromechanischen Mechanismen.

4.1.1 Mikromechanisch motivierte Materialmodelle

Im Folgenden werden ausgewählte mikromechanisch motivierte Modelle zusammengefasst:

- GIBSON & ASHBY [GA97] betrachten die Tracheiden als hexagonale Prismen und leiten so Schätzformeln zur Ermittlung der elastischen Module und Druckfestigkeiten in Abhängigkeit der Zellwand- und Rohdichte an.

^{4.1}Der Begriff „mikromechanisch“ wird hier vereinfacht auch für Modelle verwendet, die auf Betrachtungen der Nanostruktur basieren.

- HOFSTETTER, HELLMICH & EBERHARDSTEINER [HHE05] entwickelten mittels einer vierfachen Homogenisierung ein Modell („Mehrskalenmodell“) für das elastische Materialverhalten von Holz, ausgehend von den elastischen Eigenschaften auf der Nanoebene (Verbund aus Hemizellulose, Lignin und Wasser). Ein verbesserter Ansatz unter Verwendung von drei Homogenisierungsschritten wurde von denselben Autoren in [HHE07] vorgestellt.
- DENG, LI & CHENG [DLC12] konnten mithilfe molekuldynamischer Simulationen der Zellulose die elastischen Eigenschaften von Holz nachbilden. Dazu zeigten die Simulationen, dass die Kinkbandentwicklung durch ein lokales Knicken der Zellulose-Mikrofibrillen ausgelöst wird.
- ATTAWAY [Att88], siehe auch ATTAWAY & YOSHIMURA [AY89], modellierte Holz mittels alternierender harter und weicher Schichten mit der FEM. Die Schichten haben jeweils isotrope Materialeigenschaften und keinen direkten Bezug zu Früh- und Spätholz. Durch die Aneinanderreihung entsteht global ein orthotropes Material. Die Schichten dienen dazu, qualitativ den Deformationsmechanismus der Mikrostruktur nachzubilden. Bei Querdehnungsbehinderung wird Last parallel zur Faser gut abgebildet, jedoch wird der Einfluss mehrachsiger Spannungszustände nicht ausreichend berücksichtigt. Last senkrecht zur Faser kann nicht realitätsnah abgebildet werden. Die Parametermittlung ist aufgrund des mangelnden Bezugs zur realen Mikrostruktur schwierig, zudem wäre der Modellierungsaufwand bei großen Bauteilen erheblich.
- HOLMBERG [Hol98], siehe auch HOLMBERG, PERSSON & PETERSSON [HPP99], modellierte ebenfalls alternierende Schichten mit der FEM. Die Schichten entsprechen hier den physikalischen Früh- und Spätholzschichten. Die Frühholzschicht wird mit einem elastoplastischen Materialmodell für Schäume, die Spätholzschicht linear-elastisch modelliert. Da das Modell beim mechanischen Aufschluss in der Papierherstellung angewendet wird, ist außerdem das Bruchverhalten mit abgebildet. Das Modell erzielt für Druck- und Schubbelastung gute Ergebnisse, allerdings für Holzbauteile in der Größenordnung weniger Millimeter. Angewendet auf große Bauteile ist die Übertragbarkeit nicht sichergestellt und zudem der Modellierungsaufwand immens. Der Einfluss der Mehrachsigkeit wird auch hier nicht ausreichend berücksichtigt.

MISHNAEVSKI & QUING [MQ08] fassen den Stand der Technik der mikromechanischen Modellierung von Holz zusammen: Die Modelle eignen sich gut, um Zusammenhänge zwischen mikrostrukturellen Eigenschaften und (globalen) mechanischen Eigenschaften zu analysieren. Viele Modelle sind jedoch auf die Beschreibung des elastischen Verhaltens oder die Analyse der Festigkeiten limitiert. Zudem ist es häufig schwierig, die benötigten Parameter experimentell zu bestimmen.

4.1.2 Kontinuumsmechanische Materialmodelle

Die Auswahl an kontinuumsmechanischen Materialmodellen für Holz wird bereits dadurch eingeschränkt, dass Druckdeformationen bei großen Stauchgraden häufig nicht berücksichtigt werden. So berücksichtigen z. B. die Arbeiten von VAN DER PUT [dP09, dP93], BOUCHARI & VERGNE [BV95], MACKENZIE-HELNWEIN, EBERHARDSTEINER & MANG [HEM03] und FLEISCHMANN [Fle05] zwar durchaus mehrachsige Spannungszustände, jedoch nur kleine Deformationen. Bei der Bewertung der folgenden Modelle wird das Hauptaugenmerk auf die Berücksichtigung großer Stauchgrade und mehrachsiger Spannungszustände gelegt:

- NUSHOLTZ ET AL. [NBF⁺96] entwickelten ein isotropes elastoplastisches Materialmodell für Schaummaterialien, das im FE-Code LS-DYNA [LST09a] als MAT_075

implementiert ist. Die Fließfläche ist ellipsenförmig im Raum der deviatorischen und hydrostatischen Spannung, wodurch die Mehrachsigkeit des Spannungszustandes berücksichtigt wird. Die Ellipse wird über Spannungspunkte gebildet, die aus einer einachsigen und einer hydrostatischen Fließkurve ausgelesen werden. Die Fließkurven sind Eingangsdaten und müssen abhängig von der volumetrischen Dehnung hinterlegt werden. Die experimentelle Ermittlung der Fließkurven wird bei BILKHU, FOUNAS & NUSHOLTZ [BFN93] erläutert. Die Abhängigkeit der einachsigen Fließkurve von der volumetrischen Dehnung entspricht nicht dem in Kapitel 3 beobachteten Deformationsverhalten von Fichtenholz, das bei einachsiger Beanspruchung vielmehr einer Gestaltänderung (deviatorische Verformung) unterliegt (vergleiche auch NEUMANN [Neu09]). Zudem ist der Ansatz aufgrund der Annahme isotroper Materialeigenschaften nur eingeschränkt zur Beschreibung von Fichtenholz geeignet.

- Ein orthotropes Materialmodell zur Beschreibung des nichtlinearen Verhaltens von Holz bei Kompression wurde von PATTON-MALLORY, SMITH & PELLICANE [MSP98] vorgestellt. Es ist ein rein elastisches Modell, in dem die Nichtlinearitäten über veränderliche elastische Module berücksichtigt werden (dreiteilig-lineare Annäherung des Spannungs-Dehnungs-Verlaufs). Die elastische Betrachtung und die dreiteilig-linearen Spannungs-Dehnungs-Verläufe ermöglichen nur eine stark vereinfachte Darstellung der erforderlichen Charakteristika und keine angemessene Berücksichtigung der Mehrachsigkeit.
- COFER, DU & HERMANSON [CDH99] stellten ein orthotropes elastoplastisches Materialmodell basierend auf den experimentellen Ergebnissen von HERMANSON [Her96] vor. Vereinfachte zweiteilig-lineare Spannungs-Dehnungs-Verläufe werden als Eingangsdaten vorgesehen. Allerdings werden, trotz der von HERMANSON beobachteten mehrachsigen Spannungszustände, die Materialrichtungen als unabhängig voneinander betrachtet, was eine Berücksichtigung der Mehrachsigkeit ausschließt.
- TABIEI & WU [TW00] entwickelten ein orthotropes FE-Materialmodell für Holz. Das nichtlineare Verhalten wird, ähnlich wie schon bei PATTON-MALLORY, SMITH & PELLICANE [MSP98], über variable elastische Module dargestellt. Für die Module wird ein Polynomansatz aufgestellt, der für jeden elastischen Modul drei freie Parameter beinhaltet. Diese Parameter sind konstant, was die Anpassung an komplexe Spannungs-Dehnungs-Charakteristika schwierig gestaltet.
- Ein transversal isotropes Materialmodell für Holz entwickelte MURRAY [Mur00, Mur07], siehe auch MURRAY ET AL. [DDK⁺05]. Das Modell ist als MAT_143 im FE-Code LS-DYNA integriert. Der elastoplastische Ansatz berücksichtigt jedoch keinen Entfestigungseffekt bei Last parallel zur Faser, sondern ideal-plastisches Materialverhalten. Das entspricht nicht dem hier beobachteten Verhalten von Fichtenholz.
- Das elastoplastische Materialmodell von ADALIAN & MORLIER [AM01, AM02] kann Holz orthotrop abbilden. Die Spannungs-Dehnungs-Verläufe werden so vereinfacht, dass eine Parametrisierung mit wenigen Parametern anstelle ganzer Fließkurven möglich ist. Die plastische Querdehnung wird allerdings zu null angenommen und ein mehrachsiger Spannungszustand wird nicht berücksichtigt, was nicht den hier erzielten experimentellen Ergebnissen entspricht.
- DUVAL [Duv02] entwickelte ein Berechnungsprogramm zur Simulation von Fallversuchen mit Behältern und Holzstoßdämpfern. Das Programm ermöglicht die Abschätzung der maximalen Beschleunigung von Behältern. Dazu werden die Behälter- und

Stoßdämpfergeometrie vereinfacht eingegeben, sowie aufgenommene Spannungs-Dehnungs-Kurven von Holz bei Last parallel und senkrecht zur Faser. Das Programm basiert auf einer Gleichgewichtsbetrachtung, die den Behälter als starre Masse ansieht. Aus der Kontaktfläche zwischen Stoßdämpfer und Fundament sowie der Spannungs-Dehnungs-Kurve wird die Kontaktkraft bestimmt und mit der Trägheitskraft gleichgesetzt. Die resultierende Bewegungsdifferentialgleichung wird numerisch gelöst, wodurch der Verlauf der Starrkörperverzögerung des Behälters und die Stoßdämpferverformung ermittelt werden. Ähnliche Ansätze entwickelten unter anderen NEUMANN, BALLHEIMER & WILLE [NBW07] (*ImpactCalc*) und VÖLZER ET AL. [VSR⁺12] (*DROP*). Der Nachteil solcher Ansätze besteht darin, dass Bauteilkennwerte anstelle von Materialkennwerten als Eingangsdaten vorgegeben werden müssen. Bauteilkennlinien können z. B. durch Druckversuche mit repräsentativen blechgekapselten Holzproben generiert werden. Da die Übertragbarkeit auf Stoßdämpfer jedoch mit Unsicherheiten behaftet ist, besteht ein hoher Validierungsaufwand. Zudem ist die Annahme des Behälters als Starrkörper in einigen Fällen nicht angemessen, siehe auch NEUMANN [Neu09]. Die Mehrachsigkeit kann nur implizit über die verwendeten Spannungs-Dehnungs-Kurven berücksichtigt werden. Eine Gegenüberstellung solcher vereinfachter Ansätze und detaillierter dynamischer FE-Modelle findet sich bei KOMANN ET AL. [KNB⁺11].

- GROSSE [Gro05], siehe auch GROSSE, RAUTENSTRAUCH & SCHLEGEL [GRS05] verwendete eine siebenflächige Fließbedingung für ein elastoplastisches Materialmodell für Holz. Er hob den Vorteil einer mehrflächigen Fließbedingung gegenüber einer einflächigen Polynom-Formulierung hervor: Bei einer Polynom-Formulierung sind viele Parameter erforderlich, die experimentell mitunter schwierig zu bestimmen sind. Die Änderung eines einzelnen Parameters beeinflusst zudem die Fließfläche in vielen Bereichen, was die Umsetzung der Materialcharakteristik erschwert. Bei einer mehrflächigen Fließbedingung dagegen können die voneinander unabhängigen Fließflächen den einzelnen Versagensmechanismen zugeordnet werden. Das ist gerade bei komplexem Materialverhalten wie dem von Holz sinnvoll und erleichtert außerdem die analytische Entwicklung der Fließbedingung sowie deren Parametrisierung. GROSSE berücksichtigte in seiner Fließbedingung keine Kopplung der Druckfestigkeiten und damit nicht die Mehrachsigkeit des Spannungszustands.
- TAGARIELLI ET AL. [TDF⁺05] implementierten ein elastoplastisches Modell für die Kompression von Schaummaterialien in den FE-Code ABAQUS [Sim13], das sie am Beispiel der Kompression von Balsaholz diskutieren. Es ist transversal isotrop formuliert und die Fließfläche ist ein Polynom zweiter Ordnung. Die plastische Querdehnung wird jedoch vernachlässigt und die Mehrachsigkeit nicht ausreichend berücksichtigt.
- SCHMIDT & KALISKE [SK06, SK09] stellten ein elastoplastisches Materialmodell für Holz vor, dessen mehrflächige Fließbedingung eine Erweiterung des Modells von MACKENZIE-HELNWEIN, EBERHARDSTEINER & MANG [HEM03] auf den dreidimensionalen Fall darstellt. Die Berücksichtigung der Mehrachsigkeit beruht allerdings auf Experimenten mit ebenem Spannungszustand und die Druckfestigkeiten sind bei einachsiger Beanspruchung maximal. Das entspricht nicht dem in dieser Arbeit beobachteten Materialverhalten.
- NEUMANN [Neu09] untersuchte die Materialmodelle des FE-Codes LS-DYNA [LST09b] auf ihre Anwendbarkeit auf die Stauchung von Fichtenholz hin. Er betrachtete dabei die Modelle MAT_024, MAT_026, MAT_063 und MAT_075 näher und führte Nachrechnungen von Druckversuchen mit blechgekapselten Fichtenholzproben durch.

Er befand keines der Modelle als zufriedenstellend und wies auf die Notwendigkeit hin, ein Materialmodell zu entwickeln, das deviatorische und hydrostatische Spannungszustände bei der Evolution der Fließfläche berücksichtigt.

Es existieren zahlreiche weitere Modellierungsansätze für Holz, deren Beschreibung jedoch den Umfang dieser Arbeit übersteigen würde. Hier wurden Modelle vorgestellt, denen eine hohe Relevanz zugeordnet wurde. MACKERLE [Mac05] gibt einen umfangreichen Überblick über bis zum Jahr 2005 veröffentlichte Untersuchungen, die sich mit FE-Modellierungsansätzen zur Beschreibung des mechanischen Verhaltens von Holz beschäftigen.

4.1.3 Schlussfolgerungen

Im Hinblick auf diese Arbeit ist aufgrund der komplexen und vielfältigen Deformationsmechanismen der Mikrostruktur bei großen Stauchgraden nicht zu erwarten, dass mithilfe eines mikromechanischen Ansatzes das Materialverhalten von Fichtenholz angemessen beschrieben werden kann. Aus diesen Gründen wird der Ansatz der mikromechanischen Modellierung in dieser Arbeit nicht weiter in Erwägung gezogen.

Die recherchierten kontinuumsmechanischen Materialmodelle sind nicht in der Lage, Fichtenholz unter Druckbelastung bei großen Stauchgraden entsprechend der in Abschnitt 2.1.3 aufgestellten Anforderungen nachzubilden. Insbesondere bezüglich der Berücksichtigung eines mehrachsigen Druckspannungszustands und seiner Auswirkungen auf die Materialcharakteristik existiert kein geeignetes Modell.

Damit ist es erforderlich, ein neues Materialmodell zu entwickeln, um das Ziel dieser Arbeit zu verfolgen. Die Neuentwicklung eines Materialmodells für Holz für den Anwendungsfall Stoßdämpfer motivierten bereits NEUMANN [Neu09] und QIAO ET AL. [QBW⁺10].

4.2 Annahmen und Überlegungen zur Modellbildung

Die Aufgabe eines Materialmodells in der FEM ist es, aus einem gegebenen Deformationszustand den herrschenden Spannungszustand (die „Antwort“ des Materials auf die Deformation) zu ermitteln. In den nachfolgenden Abschnitten wird die Entwicklung eines solchen Materialmodells für Fichtenholz beschrieben. Das Modell soll gemäß Abschnitt 2.1.3 Druckbeanspruchungen bei großen Stauchgraden abbilden können. Dabei sollen die in Kapitel 3 herausgearbeiteten charakteristischen Einflüsse von Faserorientierung, mehrachsigem Spannungszustand, Dehnrate und Temperatur angemessen berücksichtigt werden. Folgende Annahmen und Überlegungen zur Modellbildung werden getroffen und jeweils begründet:

- *Fichtenholz soll im Rahmen der Kontinuumsmechanik betrachtet werden, auch wenn streng genommen durch z. B. das Ausbrechen von Faserbündeln kein Kontinuum mehr vorliegt. Lokale Schädigungen werden demnach nur implizit in ihrem Einfluss auf das Spannungs-Dehnungs-Verhalten berücksichtigt. Dieser Ansatz entspricht den Erkenntnissen der in Abschnitt 4.1 durchgeführten Literaturrecherche und wurde bereits in Arbeiten mit ähnlichem Hintergrund verfolgt (z. B. von MURRAY [Mur00], GROSSE [Gro05] oder NEUMANN [Neu09]).*
- *Mit den in Kapitel 3 dargestellten experimentellen Untersuchungen wurden die maßgeblichen Beanspruchungsverhältnisse von Holz im Stoßdämpfer nachgebildet. Die experimentellen Ergebnissen sollen deshalb die Ausgangsbasis für die Entwicklung und die Parametrisierung des Materialmodells darstellen.*
- *Der Fokus des Modells soll auf der Darstellung des Materialverhaltens unter Druckbelastung liegen. Dabei sollen große Stauchgrade, bzw. im Kontext der Kontinuumsme-*

chanik große Dehnungen, berücksichtigt werden. Das entspricht den in Abschnitt 2.1.3 abgeleiteten Erkenntnissen.

- *Druckspannungszustände, die aus Deformation ohne Querdehnungsbehinderung und mit Querdehnungsbehinderung resultieren, sollen die zu betrachtenden Grenzen bezüglich der Mehrachsigkeit darstellen.* Im Anwendungsfall Stoßdämpfer treten nur lokal Spannungszustände mit höherer bzw. geringerer Mehrachsigkeit auf. Modellfehler bei der Abbildung solcher Spannungszustände können deshalb vernachlässigt werden.
- In Kapitel 3 wurde festgestellt, dass Fichtenholz bei Druckbelastung ohne Querdehnungsbehinderung einer starken Formänderung bzw. einer starken plastischen Querdehnung unterliegt. Außerdem wird angenommen, dass ohne Querdehnungsbehinderung ein näherungsweise einachsiger Spannungszustand, mit Querdehnungsbehinderung ein mehrachsiger Spannungszustand vorliegt. Basierend darauf und auf der Anregung von NEUMANN [Neu09], „[...] die Evolution der Fließfläche auf Basis des hydrostatischen und deviatorischen Spannungszustandes [...]“ zu steuern, wird hier folgende Hypothese aufgestellt:

Das plastische Materialverhalten von Holz lässt sich über eine oder mehrere Fließfläche(n) abbilden, deren Form und Lage von einem deviatorischen und einem volumetrischen Dehnungsmaß abhängen. Dabei ist eine fortschreitende deviatorische Dehnung mit den einachsigen, eine fortschreitende volumetrische Dehnung mit den mehrachsigen Druckspannungsbereichen der Fläche(n) verknüpft.

Die Evolution der einachsigen und mehrachsigen Druckfestigkeiten wäre demnach entkoppelt. Die Hypothese wird deshalb im weiteren Verlauf der Arbeit als „Hypothese der entkoppelten Fließflächenrevolution“ bezeichnet.

- *Viskoses Materialverhalten in Form von Spannungsrelaxation oder Kriechen soll vernachlässigt werden.* Im Anwendungsfall Stoßdämpfer sind kurzzeitige Belastungen relevant, was diese Annahme rechtfertigt.
- In Abschnitt 3.3.1 wurden die Kraft-Verschiebungs-Kurven der dynamischen Druckversuche als quasi-adiabatisch beschrieben. Streng genommen müssen sie in isotherme Spannungs-Dehnungs-Kurven umgerechnet werden (siehe z. B. LAROUR [Lar10]). Über eine thermo-mechanisch gekoppelte Rechnung könnte dann im Modell der Temperaturanstieg aufgrund von Energiedissipation berücksichtigt werden. Dieses Vorgehen ist allerdings mit vielen Annahmen verbunden und zudem numerisch aufwändig. QIAO ET AL. [QZM⁺11] zeigten für Aluminium-Stoßdämpfer, dass die Verwendung adiabater Fließkurven in einer isothermen Rechnung ähnlich genau ist wie die isothermer Fließkurven in einer thermo-mechanisch gekoppelten Rechnung. Sie führten das auf die kurze Stoßzeit eines Aufprallvorgangs zurück, während der der Stoßdämpfer als ein adiabates System angesehen werden kann. Quasi-adiabat ermittelte Fließkurven decken dann in etwa die auftretende thermische Entfestigung beim Fallversuch ab. Aufgrund der ähnlichen Randbedingungen soll dieses Vorgehen auch in dieser Arbeit angewendet werden. *Demnach sollen adiabate Fließkurven im Materialmodell zusammen mit einer isothermen Rechnung verwendet werden.*
- Der für Stoßdämpfer maßgebliche 9 m-Fall besteht aus dem Erstaufprall des Behälters, bei dem die größten Stoßdämpferdeformationen auftreten. Durch die elastischen Anteile der Deformation kommt es häufig zu einer Bewegungsumkehr des Behälters und einem anschließenden Zweitaufprall, der für gewöhnlich keine hohen Beanspruchungen mehr mit sich bringt und deshalb oft nicht mehr im Sicherheitsnachweis berücksichtigt

wird. Entsprechend soll der Fokus des Materialmodells auf der Darstellung einmaliger Stoßbelastungen liegen. Die Entlastungsphase und die erneute Belastung sollen vorerst nur vereinfacht abgebildet werden.

- Aufgrund der kurzzeitdynamischen Belastung, der großen, häufig nichtlinearen Deformationen und des stark nichtlinearen Materialverhaltens von Fichtenholz werden zur Nachrechnung von Behälterfallversuchen mit der FEM für gewöhnlich Codes mit explizitem Löser eingesetzt (siehe z. B. TCSC 1087 [TCS07]). Das Materialmodell soll in den expliziten FE-Code LS-DYNA [LST09a] implementiert werden.
- Zugbeanspruchungen und -dehnungen sollen mit positivem, Druckbeanspruchungen und -dehnungen mit negativem Vorzeichen definiert werden^{4,2}.

Im Folgenden werden zwei aufeinander aufbauende Modellierungsansätze beschrieben werden. In einem ersten Schritt soll die eben aufgestellte Hypothese der entkoppelten Fließflächen evolution geprüft werden, wozu ein bestehendes Materialmodell modifiziert wird. Anschließend soll das eigentliche Materialmodell für Fichtenholz entwickelt werden, wobei die Erkenntnisse des ersten Ansatzes einfließen sollen. Für beide Modelle werden die analytische Beschreibung bzw. Modellentwicklung, die Implementierung in den FE-Code, die numerische Funktionsprüfung sowie die Parametrisierung dargestellt. Nach der Modellentwicklung erfolgt jeweils die Bewertung anhand von Nachrechnungen von Druckversuchen. Als Spannungs- und Dehnungsmaße werden wie auch von LS-DYNA die CAUCHY-Spannung σ und die logarithmische HENCKY-Dehnung ε verwendet.

4.3 Isotropes Materialmodell mit ellipsenförmiger Fließfläche (mod. MAT_075)

Zur Überprüfung der Hypothese der entkoppelten Fließflächen evolution soll diese in ein bereits existierendes Materialmodell eingearbeitet werden. Das in Abschnitt 4.1 angesprochene Modell MAT_075 des FE-Codes LS-DYNA, siehe NUSHOLTZ ET AL. [NBF⁺96] und [LST09b], scheint dafür geeignet zu sein: Es berücksichtigt die Mehrachsigkeit in Form einachsiger und hydrostatischer Fließkurven. Die Fließkurven hängen jedoch beide von der volumetrischen Dehnung ab. Das entspricht im Fall der einachsigen Fließkurve nicht dem beobachteten Deformationsverhalten von Fichtenholz (hohe deviatorische Dehnung). Außerdem führt die gleiche Laufvariable bei beiden Fließkurven zu einer physikalisch nicht sinnvollen Kopplung einachsiger und mehrachsiger Spannungszustände, was bereits NEUMANN [Neu09] beobachtete.

Im Folgenden wird das Materialmodell MAT_075 entsprechend modifiziert: Der einachsigen Fließkurve wird als Laufvariable anstelle der volumetrischen die deviatorische Dehnung zugeordnet. Das Materialmodell wird zunächst beschrieben. Die Modifikation wird deutlich gemacht und die Implementierung wird erläutert. Anschließend wird das modifizierte Materialmodell (im Folgenden als „mod. MAT_075“ bezeichnet) mittels Ein-Element-Simulationen auf seine numerische Funktionsfähigkeit hin geprüft. Fließkurven und andere Eingangsdaten für Fichtenholz werden abgeleitet. Eine abschließende Bewertung des Modells anhand von Beispielrechnungen wird im nachfolgenden Abschnitt 4.4 vorgenommen. Die Dehnraten- und Temperaturabhängigkeit werden bei diesem Modellierungsansatz nicht weiter untersucht.

^{4,2}Kraft-Weg- bzw. Spannungs-Dehnungs-Kurven werden zur Übersichtlichkeit dennoch meist auf dem positiven Teil von Abszisse und Ordinate dargestellt. Druck- und Zugspannungen werden dann aber eindeutig gekennzeichnet.

4.3.1 Modifikation des Materialmodells MAT_075

Das Materialmodell MAT_075 wurde für die Kompression von isotropen Schaummaterialien erstellt. Es basiert auf der Erkenntnis der Entwickler, dass das Materialverhalten der betrachteten Schäume stark vom hydrostatischen Spannungsanteil, also der Mehrachsigkeit des Spannungszustands, abhängt. Die abgeleitete Fließfläche wird als Funktion der VON-MISES-Vergleichsspannung σ_{vM} [vM13] und des hydrostatischen Drucks p aufgestellt. Sie hat im Spannungsraum σ_{vM} über p die Form einer Halbellipse (siehe Abbildung 4.1),

$$\frac{(p - x_0)^2}{a} + \frac{\sigma_{vM}^2}{b} \leq 1. \quad (4.1)$$

Dabei sind x_0 der Mittelpunkt, a und b die (quadrierten) Halbmesser der Ellipse. Sie können ausgedrückt werden über die Materialkennwerte einachsige Druckfestigkeit S_c , einachsige Zugfestigkeit S_t oder hydrostatische Zugfestigkeit p_t und die hydrostatische Druckfestigkeit p_c . Die Evolution der Fließellipse wird über eine Änderung der einachsigen und hydrostatischen Druckfestigkeit mit steigender volumetrischer (Druck-) Dehnung beschrieben (einachsige und hydrostatische Fließkurven),

$$S_c = f(\varepsilon_v) \quad \text{und} \quad (4.2)$$

$$p_c = f(\varepsilon_v). \quad (4.3)$$

Dabei berechnet sich die skalare volumetrische Dehnung ε_v aus der Spur des HENCKY-Dehnungstensors,

$$\varepsilon_v = \text{tr } \boldsymbol{\varepsilon}. \quad (4.4)$$

Das Modell verwendet eine nicht-assozierte Fließregel mit dem plastischen Potenzial

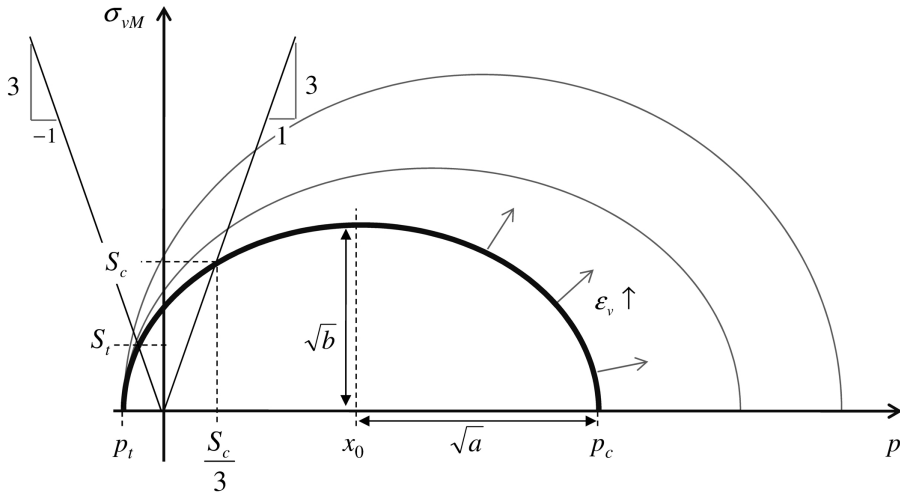
$$Q = \sqrt{\sigma_{vM}^2 + \alpha p^2}. \quad (4.5)$$

Der Parameter α entscheidet über den Einfluss des hydrostatischen Drucks und kann im Intervall $0 \leq \alpha \leq 9/2$ gewählt werden. Für $\alpha = 0$ ist das plastische Potential gleich der VON-MISES-Vergleichsspannung, was einer volumenerhaltenden plastischen Querkontraktionszahl von $\nu_{pl} = 0,5$ entspricht. Bei $\alpha = 9/2$ hingegen sind die plastischen Dehnungen vollständig voneinander entkoppelt, also $\nu_{pl} = 0,0$.

Das Modell nimmt streng genommen ideal-plastisches Materialverhalten an, da keine klassische Verfestigungsregel implementiert ist. Allerdings kann die Fließfläche über die hinterlegten Fließkurven geändert werden, wodurch Ver- und Entfestigungseffekte sogar umfangreicher gestaltet werden können als über die klassischen Verfestigungsregeln. Da zu Beginn eines Rechenschrittes die Anteile von elastischer und plastischer Dehnung noch nicht bekannt sind, wird die Fließfläche anhand der Gesamtdehnungen aufgestellt. Auch elastische Deformationen können somit zu einem Anstieg der volumetrischen Dehnung führen und die Fließfläche bereits verändern, was physikalisch nicht korrekt ist. Da bei der Anwendung des Modells zur Modellierung von Stoßdämpfern aber keine zyklischen elastischen Deformationen auftreten, sondern im Gegenteil einmalige große plastische Deformationen, kann dieser Fehler hier vernachlässigt werden.

Gemäß der aufgestellten Hypothese der entkoppelten Fließflächen evolution wird das Materialmodell nun so modifiziert, dass die einachsige Fließkurve von einem deviatorischen Dehnungsmaß ε_d abhängt,

$$S_c = f(\varepsilon_d). \quad (4.6)$$



σ_{vM}	VON-MISES-Vergleichsspannung	p_t	hydrostatische Zugfestigkeit
p	hydrostatischer Druck	x_0	Ellipsenmittelpunkt
S_c	einachsige Druckfestigkeit	\sqrt{a}	Ellipsenhalbmesser
p_c	hydrostatische Druckfestigkeit	\sqrt{b}	Ellipsenhalbmesser
S_t	einachsige Zugfestigkeit	ε_v	volumetrische Dehnung

Abbildung 4.1: Ellipsenförmige Fließfläche des Materialmodells MAT_075 im Spannungsraum σ_{vM} über p . Die einachsigen Festigkeiten finden sich auf den Geraden mit der Steigung 3, die hydrostatischen Festigkeiten auf der Abszisse. Mit steigender volumetrischer Dehnung ändern sich S_c und p_c , wodurch die Ellipse ihre Größe und Proportionen ändert

Als skalares Maß für die deviatorische Dehnung bietet sich die zur VON-MISES-Vergleichsspannung arbeitskonjugierte Vergleichsdehnung^{4,3} an. Sie ergibt sich aus der Forderung

$$\sigma : \varepsilon \stackrel{!}{=} \sigma_{vM} \varepsilon_d \quad (4.7)$$

mit der VON-MISES-Vergleichsspannung

$$\sigma_{vM} = \sqrt{\frac{3}{2} \sigma_{dev} : \sigma_{dev}} \quad \text{und} \quad \sigma_{dev} = \sigma - \frac{1}{3} (\text{tr } \sigma) \mathbf{I} \quad (4.8)$$

zu

$$\varepsilon_d = \sqrt{\frac{2}{3} \varepsilon_{dev} : \varepsilon_{dev}} \quad (4.9)$$

4.3.2 Implementierung des Materialmodells mod. MAT_075

Die Implementierung der Modifikation erfolgte über die *usermat*-Schnittstelle des FE-Codes LS-DYNA, siehe LSTC [LST09b], ERHART [Erh10a, Erh10b] und TABIEI [Tab11]. Die erforderlichen Modifikationen wurden in den Quellcode von MAT_075 eingearbeitet und mit Hilfe des INTEL FORTRAN COMPILERS [Mic10] zu einer ausführbaren Datei kompiliert.

^{4,3}Häufig auch effektive Dehnung genannt

Die deviatorische Vergleichsdehnung wurde in den Komponenten des lokalen kartesischen Elementkoordinatensystems und unter Verwendung der Gleitungen $\gamma_{ij} = 2\varepsilon_{ij}$ ($i \neq j$) implementiert,

$$\varepsilon_d = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_x - \varepsilon_y)^2 + (\varepsilon_y - \varepsilon_z)^2 + (\varepsilon_x - \varepsilon_z)^2 + \frac{3}{2}\gamma_{xy}^2 + \frac{3}{2}\gamma_{yz}^2 + \frac{3}{2}\gamma_{xz}^2}. \quad (4.10)$$

Der Aufruf der einachsigen Druckfestigkeit wurde so modifiziert, dass nun die deviatorische Vergleichsdehnung als Laufvariable herangezogen wird. Beim Aufstellen der Fließellipse wird die veränderte einachsige Druckfestigkeit berücksichtigt. Verletzt die elastische Trial-Spannung die so aufgestellte Fließbedingung, erfolgt die Spannungsrückführung auf die Fließfläche mit dem unveränderten Algorithmus von MAT_075, einem Radial-Return-Verfahren nach KEY & KRIEG [KK82].

4.3.3 Funktionsprüfung des Materialmodells mod. MAT_075

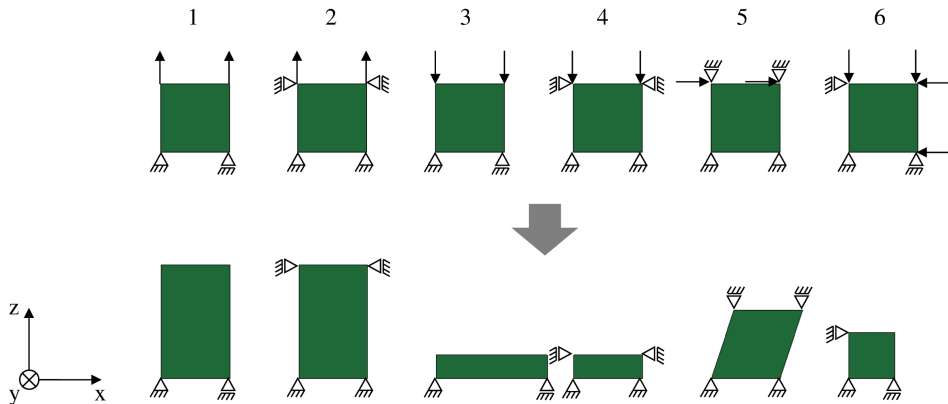
Das modifizierte Materialmodell mod. MAT_075 soll vor der Anwendung auf seine numerische Funktionsfähigkeit hin untersucht werden, um Fehler bei der Implementierung auszuschließen. Dazu sollen, wie beispielsweise von MURRAY ET AL. [DDK⁺05], BRANNON & LEELAVANICHKUL [BL09] und TABIEI [Tab11] vorgeschlagen, Ein-Element-Simulationen durchgeführt werden. Die Deformation der Elemente sowie die Parametrisierung des Materialmodells werden dabei sehr einfach gehalten, um die Simulationsergebnisse jeweils mit der analytischen Lösung (Auswertung der Fließellipse) vergleichen zu können.

Es werden sechs Hexaeder-Elemente mit einer Einheitskantenlänge von 1 mm definiert, denen das modifizierte Materialmodell mod. MAT_075 zugewiesen wird. Die Elemente haben einen linearen Verschiebungsansatz, es können also nur konstante Spannungen über die Elementgeometrie auftreten. Das ist hier angemessen, da gerade die Antwort des Materialmodells untersucht werden soll, andere Einflüsse des FE-Modells sollen minimiert werden. An den Knoten der Elemente werden bestimmte Freiheitsgrade behindert bzw. Verschiebungsverläufe vorgegeben, so dass die Elemente die in Abbildung 4.2 dargestellte Deformation erfahren. Die Eingangsdaten werden einfach gewählt, so dass eine schnelle und eindeutige Auswertung der Ergebnisse erfolgen kann. Die hydrostatische Fließkurve ist konstant, während die uniaxiale Fließkurve von einem größeren Spannungsniveau auf ein niedrigeres fällt. Das entspricht, qualitativ und stark vereinfacht, dem Materialverhalten von Fichtenholz. Die Fließkurven und anderen Eingangsdaten sind in Anhang A.6 aufgeführt.

In Anhang A.6 werden die Simulationsergebnisse der deformierten Elemente für je die originale und modifizierte Materialroutine hinsichtlich Plausibilität und Übereinstimmung mit der analytischen Lösung diskutiert. Für die analytische Lösung wird die Fließellipse der Materialroutine für jeweils die erste plastische Verformung und die maximale Verformung ausgewertet. Die verwendeten Spannungsgrößen sind gemäß dem Materialmodell die VON-MISES-Vergleichsspannung und der hydrostatische Spannungsanteil. Die grundsätzliche Funktionsfähigkeit des Materialmodells zeigt sich: Die analytisch ausgewerteten Spannungspunkte auf der Fließellipse werden getroffen. Abweichungen zum originalen Modell MAT_075 sind durch die vorgenommenen Modifikationen zu erklären: Es zeigen sich bei stärker deviatorisch verformten Elementen die - beabsichtigten - Unterschiede im Spannungs-Dehnungs-Verlauf.

4.3.4 Ableitung von Eingangsdaten für das Materialmodell mod. MAT_075

Die Parametrisierung des Materialmodells mod. MAT_075 soll eine Bewertung der aufgestellten Hypothese der entkoppelten Fließflächen evolution ermöglichen. Effekte aus Temperatur, Dehrrate und Reibung sollen hier noch nicht berücksichtigt werden. Die Hauptparameter des Materialmodells bestehen aus der einachsigen und hydrostatischen Fließkurve.



- 1 Zugdeformation ohne Querdehnungsbehinderung
- 2 Zugdeformation mit Querdehnungsbehinderung
- 3 Druckdeformation ohne Querdehnungsbehinderung
- 4 Druckdeformation mit Querdehnungsbehinderung
- 5 einfache Schubdeformation in der xz-Ebene
- 6 allseitige Druckdeformation

Abbildung 4.2: Skizze der unverformten und maximal verformten Hexaederelemente der Ein-Element-Simulation. Aufgeprägte Knotenverschiebungen mit Pfeilen angedeutet, Ansicht der xz-Ebene.

Daneben werden die elastomechanischen Kennwerte, die Zugfestigkeit und die elastische bzw. plastische Querkontraktionszahl benötigt. Da das Modell isotrope Materialeigenschaften annimmt, müssen zwei Datensätze generiert werden, je einer für die Lastorientierung parallel und senkrecht zur Faser^{4.4}. In einem ersten Ansatz werden die Fließkurven mithilfe der experimentellen Ergebnisse aus Kapitel 3 unter folgenden Annahmen abgeleitet:

1. *Der Spannungszustand in der Probe bei den Versuchen ohne Querdehnungsbehinderung ist einachsrig und über die Probenhöhe konstant.* Die Reibung zwischen Probe und Druckstempel bzw. Auflagefläche wird somit vernachlässigt, wie es z. B. auch WIDHAMMAR [Wid04] annimmt. Auch innere Spannungen, die z. B. aufgrund des Splittings (lokale Zugbelastung senkrecht zur Lastrichtung) entstehen, werden hier nicht explizit berücksichtigt.
2. Die CHAUCHY-Spannung kann bei den Versuchen ohne Querdehnungsbehinderung nicht direkt aus den Druckversuchen abgeleitet werden, da der Probenquerschnitt nicht bekannt ist. *Der Probenquerschnitt wird rechnerisch als Funktion der Druckstempelverschiebung abgeschätzt*^{4.5}. Dazu wird eine (konstante) Querkontraktionszahl angenommen, die näherungsweise das beobachtete Deformationsverhalten der Probe widerspiegelt. Entsprechend wird mit der deviatorischen Vergleichsdehnung verfahren, die dann ebenso als Funktion der Druckstempelverschiebung vorliegt.
3. *Der Spannungszustand in der Probe bei den Versuchen mit Querdehnungsbehinderung ist über die Probenhöhe und die Probenbreite konstant.*

^{4.4}Zur Berechnung spitzer Winkel wären weitere Datensätze notwendig.

^{4.5}Dabei wird von der Erhaltung der Quaderform während der Deformation ausgegangen.

4. Es wird davon ausgegangen, dass die experimentell ermittelten Materialdaten die Eigenschaften von Fichtenholz repräsentieren. Einflüsse z. B. der Probengröße und -form werden somit vorerst vernachlässigt. Außerdem werden die Mittelwerte der ermittelten Kraftkurven herangezogen, was bei der Interpretation der Ergebnisse eines Fallversuchs berücksichtigt werden muss.

Einachsige Druckfließkurve

Die einachsige Druckfließkurve soll die CAUCHY-Spannung (Spannungskomponente in Last-richtung) als Funktion der deviatorischen Vergleichsdehnung (gebildet mit den Komponenten des HENCKY-Dehnungstensors) darstellen. Mit der Druckfestigkeit S_c als Funktion der Druckstempelverschiebung s_{DS}

$$S_c(s_{DS}) = \frac{F_{exp}(s_{DS})}{A_{rech}(s_{DS})}, \quad (4.11)$$

F_{exp} als der experimentell ermittelten Druckkraft und A_{rech} als dem nach Annahme 3 berechneten Probenquerschnitt, sowie der nach Annahme 2 berechneten deviatorischen Vergleichsdehnung $\varepsilon_{d,rech}$

$$\varepsilon_d(s_{DS}) = \varepsilon_{d,rech}(s_{DS}) \quad (4.12)$$

kann der gewünschte Zusammenhang $S_c(\varepsilon_d)$ aufgestellt werden. Für die Lastrichtungen parallel und senkrecht zur Faser sind die so ermittelten einachsigen Druckfließkurven in Abbildung 4.3 (links) dargestellt. Da die Fließkurven nur das plastische Verhalten repräsentieren, enthalten sie keine elastische Gerade. Für die Lastrichtung parallel zur Faser wird eine plastische Querkontraktionszahl von $\nu_{pl} = 0,45$, senkrecht zur Faser von $\nu_{pl} = 0,40$ verwendet, die näherungsweise die in den Druckversuchen beobachtete Ausdehnung wiedergeben.

Hydrostatische Druckfließkurve

Die hydrostatische Druckfließkurve wird so generiert, dass die Spannungspunkte aus den Druckversuchen ohne und mit Querdehnungsbehinderung auf einer gemeinsamen Fließellipse liegen. Sie hat lediglich Hilfscharakter und muss nicht das reale Verhalten von Fichtenholz unter hydrostatischer Beanspruchung repräsentieren. Zur Definition der benötigten Halbellipse können nach Gleichung 4.1 die einachsige Druckfestigkeit S_c , die einachsige Zugfestigkeit S_t und die hydrostatische Druckfestigkeit p_c herangezogen werden. Hier werden in die Ellipsengleichung die Spannungspunkte aus den Versuchen mit Querdehnungsbehinderung eingesetzt, was eine Berechnung der hydrostatischen Druckfestigkeit p_c ermöglicht. Das kann als Extrapolation der Messwerte mithilfe der Ellipse auf die hydrostatische Festigkeit verstanden werden. Abbildung 4.4 verdeutlicht dieses Vorgehen grafisch. Zu sehen sind beispielhafte Ellipsen, die verschiedenen Dehnungszuständen zugeordnet sind. Die rot gekennzeichneten Punkte stellen jeweils die gewonnenen Spannungspunkte aus den Versuchen ohne Querdehnungsbehinderung dar. Die blau gekennzeichneten Punkte entsprechen den Spannungspunkten aus den Versuchen mit Querdehnungsbehinderung. Die violett gefärbten Punkte ergeben sich aus dem Schnittpunkt der Ellipse mit der Abszisse und entsprechen der hydrostatischen Festigkeit.

Die Generierung von hydrostatischen Fließkurven für Last parallel zur Faser gestaltet sich schwierig, da durch die experimentell ermittelten Spannungspunkte keine physikalisch sinnvollen Ellipsen gelegt werden können. Die experimentell ermittelten lateralen Spannungen müssen um 15 MPa erhöht werden, wodurch die Messergebnisse verfälscht werden. Eine sinnvolle Bedatung ist nur durch diese Anpassung der Messergebnisse möglich, was auf die unzureichende Annahme einer ellipsenförmigen Fließbedingung schließen lässt. Das Vorgehen ist jedoch unumgänglich wenn eine Ellipse als Fließfläche dienen soll. Senkrecht zur

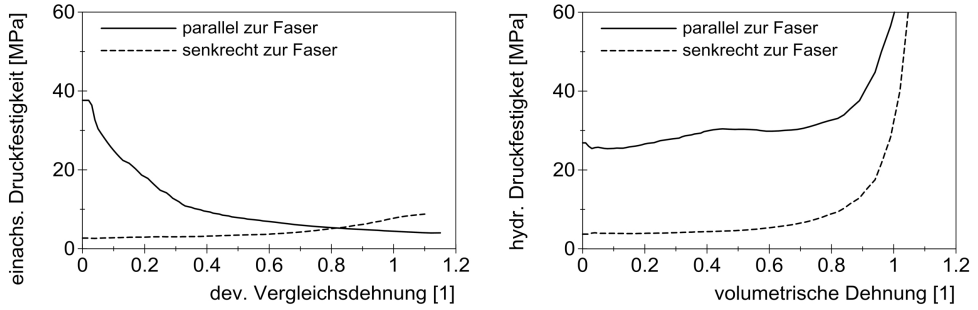


Abbildung 4.3: Einachsige (links) und hydrostatische Druckfließkurven (rechts) für das Materialmodell mod. MAT_075. Je für Lastorientierung parallel und senkrecht zur Faser, 70 Stützstellen

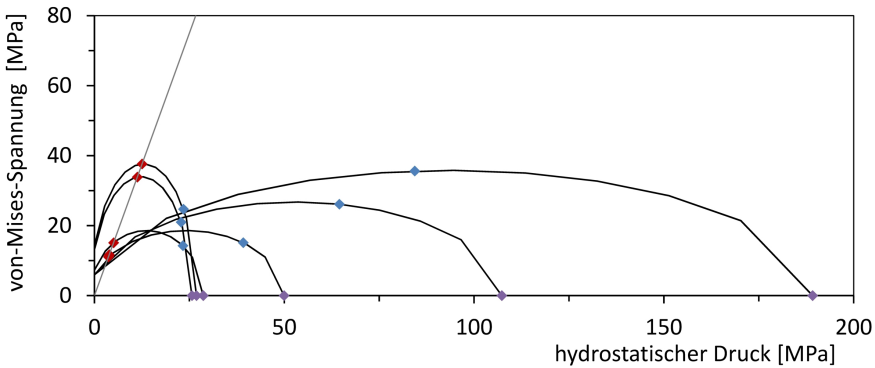


Abbildung 4.4: Beispielhafte Fließellipsen in vereinfachter Darstellung für das Materialmodell mod. MAT_075. Gekennzeichnete Spannungspunkte: Druckversuche ohne QDB (rot); Druckversuche mit QDB (blau); extrapoliert hydrostatisch (violett)

Faser belastet tritt bei Fichtenholz nur in eine laterale Richtung eine deutliche Spannung auf. Da das Materialmodell mod. MAT_075 jedoch von isotropen Materialeigenschaften ausgeht, kann diese Eigenschaft nicht berücksichtigt werden. Zur Erstellung der hydrostatischen Fließkurve für Last senkrecht zur Faser werden die beiden lateral wirkenden Spannungen arithmetisch gemittelt. Die so generierten hydrostatischen Fließkurven für die Lastrichtungen parallel und senkrecht zur Faser sind in Abhängigkeit der volumetrischen Dehnung in Abbildung 4.3 (rechts) zu sehen.

Für die einachsige und die hydrostatische Fließkurve werden nach der Hypothese der entkoppelten Fließfläche evolution voneinander unabhängige Dehnungsmaße verwendet. Daher müssen Ellipsen gebildet werden können, die durch beliebige Kombinationen der einachsigen und hydrostatischen Spannungspunkte laufen. Nur so können alle möglichen realen Deformationsvorgänge abgebildet werden. Die Ellipsenbildung wurde für verschiedene Kombinationen von Dehnungsmaßen durchgeführt. So konnte sichergestellt werden, dass alle numerisch erforderlichen Ellipsen auch mathematisch umsetzbar sind.

Tabelle 4.1: Eingangsdaten zur Simulation von Fichtenholz für das Materialmodell mod. MAT_075

Parameter	Last parallel zur Faser	Last senkrecht zur Faser
einachsige Zugfestigkeit	3,0 MPa	1,0 MPa
Elastizitätsmodul	2400 MPa	200 MPa
Poissonzahl (elastisch und plastisch)	0,45	0,40
Rohdichte	$4 \cdot 10^{-7} \text{ kg/mm}^3$	$4 \cdot 10^{-7} \text{ kg/mm}^3$

Weitere Eingangsdaten

Weitere Eingangsdaten zur Vervollständigung des Materialmodells sind in Tabelle 4.1 aufgeführt. Die einachsige Zugfestigkeit definiert einen konstanten Spannungspunkt, der zur eindeutigen Definition der Fließellipsen benötigt wird. Sie wird so gewählt, dass die Ellipsen im Druckbereich sinnvoll gestaltet werden können und entspricht nicht der realen Zugfestigkeit von Fichtenholz. Der Elastizitätsmodul wird nur grob am experimentell ermittelten Wert orientiert^{4,6}. Die elastische Querdehnzahl ist im Materialmodell gleichgesetzt mit der bereits definierten plastischen Querdehnzahl.

4.4 Simulationsergebnisse und Diskussion des Materialmodells mod. MAT_075

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Nachrechnung von Druckversuchen mit dem modifizierten isotropen Materialmodell mit ellipsenförmiger Fließbedingung mod. MAT_075 beschrieben. Der Fokus liegt auf der Überprüfung der Hypothese der entkoppelten Fließflächen-evolution. Dazu werden die Druckversuche mit und ohne Querdehnungsbehinderung nachgerechnet, jeweils bei quasistatischer Last parallel und senkrecht zur Faser. Nach der Beschreibung des verwendeten FE-Modells erfolgt eine Betrachtung der errechneten Spannungs- und Dehnungszustände in der Probe. Anschließend werden die Druckkraft-Verschiebungs-Verläufe von Simulation und Experiment verglichen, wobei die bereits eingeführten Kennwerte der Bruchkraft, Kraft bei 50 % Solldeformation („Kraft im Plateaubereich“) und aufgenommenen Energie herangezogen werden. Die Einflüsse von Dehnrates und Temperatur werden beim Materialmodell mod. MAT_075 nicht betrachtet.

Beschreibung des Finite-Elemente-Modells zur Nachrechnung der Druckversuche

Das FE-Modell zur Nachrechnung von Druckversuchen wird über ein automatisiertes APDL-Skript (*Ansys Parametric Design Language*) im Präprozessor von ANSYS erstellt (siehe [ANS09a, ANS09b, ANS09c, ANS09d])^{4,7}. Anschließend wird es in eine LS-DYNA-Eingangsdatei (*k-file*, siehe [LST09b]) exportiert. Das FE-Modell ist in Abbildung 4.5 dargestellt und hat folgenden Aufbau:

- Die **Geometrie** der Holzprobe bzw. der Prüfeinrichtung wird als Viertelmodell nachgebildet. Bei Versuchen ohne Querdehnungsbehinderung werden der Druckstempel

^{4,6}Für die energetisch korrekte Nachbildung von Entlastungsvorgängen muss der Elastizitätsmodul mindestens so groß sein wie der tangentielle Anstieg der Fließkurve im Verfestigungsbereich. Da dafür variable Elastizitätsmodule erforderlich wären und der Entlastungsvorgang in dieser Arbeit nicht näher betrachtet wird, wird diese Bedingung vorerst vernachlässigt.

^{4,7}Der Präprozessor von ANSYS wurde dafür als zweckmäßiger erachtet als der Präprozessor LS-PREPost [LST12] von LS-DYNA.

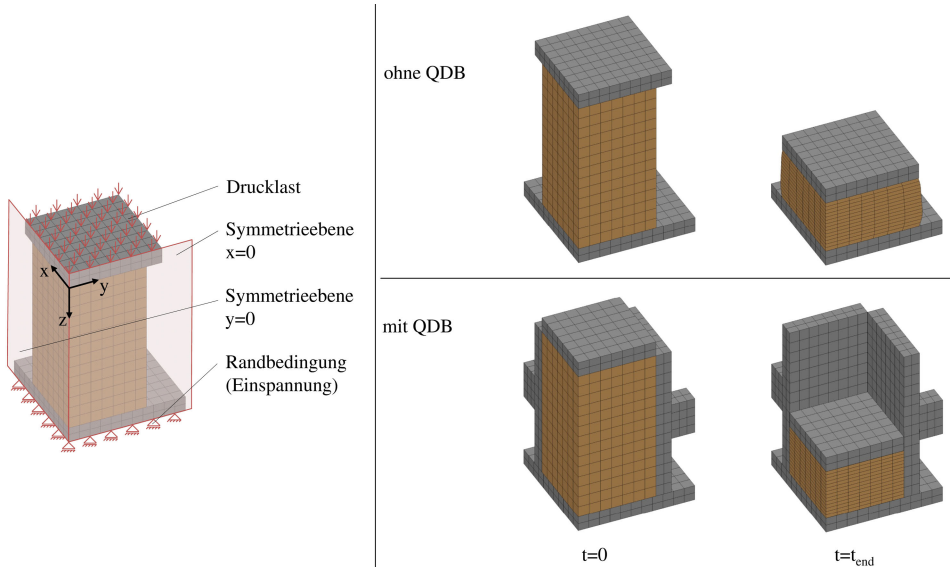


Abbildung 4.5: FE-Modell zur Nachrechnung der Druckversuche (Viertelmodell). Aufgebrachte Lasten und Randbedingungen (links); unverformtes und verformtes Modell ohne und mit Querdehnungsbehinderung (rechts)

und die Auflagefläche als geometrisch vereinfachte Stahlbauteile abgebildet. Bei Versuchen mit Querdehnungsbehinderung werden außerdem die Spannbacken und die Druckbolzen vereinfacht abgebildet. Über die Elastizitätsmodule wurde die Steifigkeit der vereinfacht abgebildeten Bauteile der realen Steifigkeit angepasst, so dass durch die geometrische Vereinfachung keine relevanten Fehler entstehen.

- Die **Elementierung** erfolgt mit Hexaeder-Elementen mit reduzierter Integration und linearem Verschiebungsansatz. Die Kantenlänge der Elemente der Holzprobe beträgt 7,1 mm und wurde in einer Konvergenzbetrachtung als ausreichend klein bestätigt. Das Modell besteht aus 1090 Elementen (ohne Querdehnungsbehinderung) bzw. 1522 Elementen (mit Querdehnungsbehinderung).
- Den Elementen der Probe wird das **Materialmodell** mod. MAT_075 zugewiesen. Den Metallbauteilen der Prüfeinrichtung wird das Materialmodell MAT_001, das das Material isotrop und linear-elastisch beschreibt, zugewiesen. Die detaillierten Materialeigenschaften sind in Anhang A.7 aufgeführt.
- Die **Kontaktbedingungen** zwischen der Probe und der Prüfeinrichtung werden über die Kontaktdefinition *automatic surface to surface* realisiert, wobei eine Penalty-Formulierung^{4,8} angewendet wird (siehe auch [Hal06]). Der Reibkoeffizient zwischen der Probe und den Bauteilen der Prüfeinrichtung wird generell, wie in Abschnitt 3.3.3 beschrieben, mit $\mu_{FE} = 0,15$ parametrisiert^{4,9}. Bei Last parallel zur Faser ohne Querdehnungsbehinderung wird zwischen Probe und Druckstempel bzw. Auflagefläche ein

^{4,8}Auf Knoten der Slave-Kontaktfläche, die die Master-Kontaktfläche durchdringen, wird eine Kraft proportional zur Durchdringung aufgebracht.

^{4,9}In der Simulation wird nicht zwischen Haft- und Gleitreibung unterschieden.

Reibkoeffizient von $\mu_{FE} = 0,05$ verwendet (siehe dazu auch die folgende Diskussion um Abbildung 4.6).

- Die kinematischen **Randbedingungen** bestehen aus den Verhinderungen von Verschiebungen in den Symmetrieebenen sowie der Einspannung der Auflagefläche bzw. der Druckbolzen, wie in Abbildung 4.5 dargestellt.
- Als **Last** wird der experimentell ermittelte und arithmetisch gemittelte Geschwindigkeitsverlauf (initiale Dehnrate $0,0002\ 1/s$) auf die oberen Knoten des Druckstempels aufgeprägt. Das entspricht einer Nachbildung der Wegregelung der Druckversuche am hydraulischen Stoßprüfstand.
- Die **numerische Lösung** erfolgt mit dem expliziten Löser LS-DYNA [LST09a]. Um Null-Energie-Verformungen der Elemente entgegenzuwirken wird der Hourglass-Kontroll-Algorithmus nach BELYTSCHKO & BINDEMAN [BB93] verwendet. Aufgrund der langen Versuchsdauer (bei $0,0002\ 1/s$ etwa 1 h) würde die eigentliche Rechenzeit mehrere Wochen betragen. Die geringe Effizienz des expliziten Löser bei quasistatischen Problemstellungen wird damit deutlich. Daneben wird aufgrund der deformierten Elemente (sinkende Elementkantenlänge) im Laufe der Rechnung die Zeitschrittweite verringert, was die Rechenzeit zusätzlich erhöht. Um die Rechenzeit drastisch zu verkürzen, werden zwei Methoden angewendet: Die Rohdichte der Holzprobe bzw. der Versuchseinrichtung wird mit dem Faktor 10^2 skaliert (*mass scaling*), wodurch die Zeitschrittweite sinkt (siehe auch Abschnitt 2.4). Die resultierenden dynamischen Effekte sind vernachlässigbar, was durch Vergleichsrechnungen bestätigt wurde. Dazu wird die vorgegebene Geschwindigkeit des Druckstempels von ursprünglich etwa $0,02\ \text{mm/s}$ auf $20\ \text{mm/s}$ erhöht, wodurch die benötigte Anzahl an Zeitschritten sinkt. Da im Materialmodell mod. MAT_075 keine Dehnratenabhängigkeit berücksichtigt wird und die Trägheitseffekte noch vernachlässigbar sind, hat die Erhöhung keine weiteren Auswirkungen. Das konnte durch Vergleichsrechnungen bestätigt werden. Die resultierende Zeitschrittweite bei der Lösung beträgt am Beispiel der Last parallel zur Faser zu Beginn der Rechnung ca. $1,6 \cdot 10^{-6}\ \text{s}$ (von LS-DYNA bestimmt) und die Rechenzeit beträgt ca. $1\ \text{h}^{4.10}$.
- Das **Post-Processing** erfolgt über *cfile*-Skripte im Programm LS-PREPOST [LST12]. Die am Druckstempel wirkende Kraft wird über die Summe der Knotenkräfte am oberen Ende des Druckstempels ermittelt. Die Verschiebung des Druckstempels wird über die Knotenverschiebung am unteren Ende des Druckstempels ermittelt. Der Entlastungsteil wird vorerst, wie auch bei den experimentellen Druckversuchen, nicht betrachtet.

Diskussion der Spannungsverteilung

Im Folgenden wird die Spannungsverteilung in der Probe betrachtet. Dadurch sollen die bei der Ableitung der Eingangsdaten getroffenen Annahmen des einachsigen Spannungszustands (Proben ohne Querdehnungsbehinderung) bzw. der konstanten Spannung über die Probenhöhe (Proben mit Querdehnungsbehinderung) diskutiert werden.

Abbildung 4.6 zeigt die hydrostatische Druckspannung in einer Probe ohne Querdehnungsbehinderung für verschiedene Reibkoeffizienten. Nach den bei der Ableitung von Fließkurven getroffenen Annahmen sollte diese Spannung konstant über den Probenquerschnitt sein. Für den Reibkoeffizienten $\mu_{FE} = 0,05$ trifft das in etwa zu. Bereits bei $\mu_{FE} = 0,15$ ist aufgrund der Reibung zwischen Probe und Druckstempel bzw. Auflagefläche ein deutlich erhöhter

^{4.10}Rechnerspezifikation: Intel Xeon W3540 Quad-Core CPU 3 GHz, 12 GB RAM, Windows 7 64 bit.

hydrostatischer Spannungsanteil in der Probe vorhanden, der sich in der Probenmitte bei $\mu_{FE} = 0,25$ weiter erhöht. Diese erhöhte Mehrachsigkeit des Spannungszustands führt zu einer unerwünschten Erhöhung des Druckkraftniveaus.

Grundsätzlich zeigt sich hier der Nachteil der kontinuumsmechanischen Betrachtung, die mikromechanische Schädigungsmechanismen nicht explizit berücksichtigt: Durch den hohen Einfluss der Randzone der Probe (Kontakt zu Druckstempel bzw. Auflage) entsteht im FE-Modell ein mehrachsiger Spannungszustand. In der Realität hingegen hat die Kontaktbedingung einen untergeordneten Effekt, da das Ausknicken von Faserbündeln nicht in erster Linie von den Freiheitsgraden an den Enden der Probe abhängt. Da der Reibkoeffizient $\mu_{FE} = 0,05$ die Annahme der konstanten Spannung über den Probenquerschnitt erfüllt, wird er bei der Nachrechnung der Druckversuche für die Kontaktfläche Probe-Druckstempel bzw. Probe-Auflagefläche angewendet. Der Einfluss des Reibkoeffizienten sollte zukünftig jedoch noch näher untersucht werden.

In Abbildung 4.7 ist die Druckspannung in z-Richtung aus der Belastung in einer Probe mit Querdehnungsbehinderung gezeigt, für verschiedene Reibkoeffizienten zwischen der Probe und den Spannbacken. Wie ersichtlich ist, führt eine Erhöhung des Reibkoeffizienten zu einer Verringerung der Beanspruchung des unteren Teils der Probe und zu einer höheren Beanspruchung des oberen Teils, da die geleistete Reibarbeit im oberen Teil der Probe größer ist (größere vertikale Verschiebung). Über die Probenhöhe herrscht in der Simulation also kein konstanter Spannungszustand. Beim angewendeten Reibkoeffizienten von $\mu_{FE} = 0,15$ (Kontaktflächen Probe - Spannbacken) ist der Spannungsgradient in der vertikalen Richtung allerdings nicht stark ausgeprägt. Die Annahme der über die Probenhöhe konstanten Druckspannung wird für diesen Reibkoeffizienten als zutreffend angenommen.

Diskussion der Dehnungsverteilung

Die Verteilung der deviatorischen Dehnung bei freier seitlicher Ausdehnung am Beispiel einer parallel zur Faser belasteten Probe zeigt Abbildung 4.8 (links). Die deviatorische Dehnung ist bis auf geringe Störungen durch Reibeinflüsse in Kontaktbereichen gleichmäßig in der Probe verteilt. Die deviatorische Dehnung beträgt zum dargestellten Verschiebungszustand maximal 0,86, die volumetrische Dehnung^{4,11} hingegen ist im gleichen Element mit $-0,10$ vergleichsweise gering. Abbildung 4.8 (rechts) zeigt die Verteilung der volumetrischen Dehnung bei Querdehnungsbehinderung. Die volumetrische Dehnung ist über die Probenhöhe nicht konstant, da an den näher am Druckstempel liegenden Elementen im Verlauf der Verschiebung eine höhere Reibarbeit verrichtet wird. Der Extremwert der volumetrischen Dehnung liegt bei $-1,00$, und ist im Betrag deutlich größer als die deviatorische Dehnung mit 0,67. In der Nachrechnung zeigt sich also grundsätzlich die Deformation der Druckversuche, nämlich eine vergleichsweise hohe deviatorische Dehnung ohne Querdehnungsbehinderung bzw. eine hohe volumetrische Dehnung mit Querdehnungsbehinderung.

Ermittelte Druckkraft-Verschiebungs-Verläufe

Für Proben ohne Querdehnungsbehinderung sind die durch Nachrechnung ermittelten Druckkraft-Verschiebungs-Verläufe in Abbildung 4.9 gezeigt. Sowohl parallel zur Faser als auch senkrecht zur Faser wird der experimentell ermittelte Verlauf gut wiedergegeben. Die Kennwerte werden in der Simulation leicht überschätzt (Tabelle 4.2), da durch die Reibung zwischen Probe und Druckstempel bzw. Auflagefläche im FE-Modell eine geringe Mehrachsigkeit entsteht. Die aufgenommene Energie wird um 11,2% (parallel zur Faser) bzw. 7,7% (senkrecht zur Faser) überschätzt.

^{4,11}Hier aufgrund der Druckdehnung ein Minimum (negatives Vorzeichen).

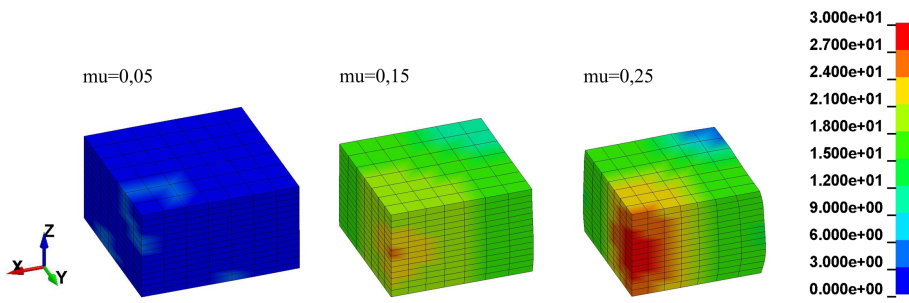


Abbildung 4.6: Hydrostatischer (Druck-) Spannungsanteil in *MPa* bei Simulation ohne QDB mit dem Materialmodell mod. MAT_075. Verschiedene Reibkoeffizienten, 61 mm Verschiebung. Parallel zur Faser, initiale Dehnrage $0,0002 \text{ 1/s}$, Raumtemperatur, Versuchseinrichtung ausgeblendet

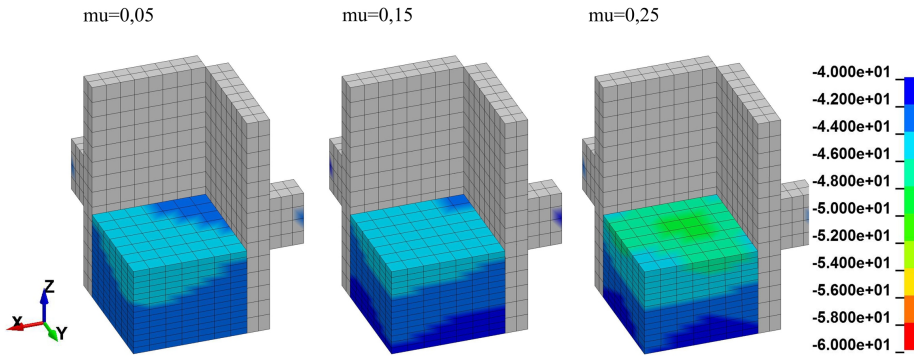


Abbildung 4.7: Spannungsanteil in z-Richtung in *MPa* bei Simulation mit QDB bei verschiedenen Reibkoeffizienten und Verschiebung 61 mm mit dem Materialmodell mod. MAT_075. Parallel zur Faser, initiale Dehnrage $0,0002 \text{ 1/s}$, Raumtemperatur, Versuchseinrichtung teilweise ausgeblendet

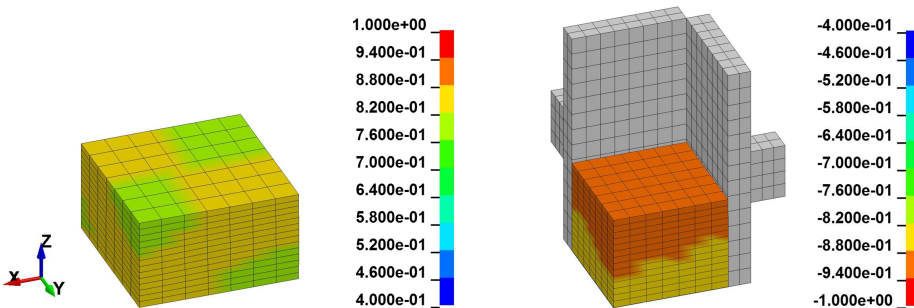


Abbildung 4.8: Deviatorische Vergleichsdehnung ohne QDB (links) und volumetrische Dehnung mit QDB (rechts), 60 mm Verschiebung mit dem Materialmodell mod. MAT_075. Parallel zur Faser, initiale Dehnrage $0,0002 \text{ 1/s}$, Raumtemperatur, jeweils Gesamtdehnungen, Versuchseinrichtung teilweise ausgeblendet

Tabelle 4.2: Bruchkraft, Kraft bei 50 % Solldeformation und aufgenommene Energie der Nachrechnungen mit modifiziertem MAT_075 (initiale Dehnrate $0,0002 \text{ 1/s}$, Raumtemperatur; in Klammern: experimentell ermittelter Wert)

Konfiguration				F_c [kN]	$F_{z,50\%}$ [kN]	E_a [kJ]
parallel	frei	20 °C	$0,0002 \text{ 1/s}$	380,4 (383,7)	130,2 (118,0)	11,6 (10,3)
senkrecht	frei	20 °C	$0,0002 \text{ 1/s}$	28,3 (22,4)	51,1 (43,8)	3,9 (3,6)
parallel	QDB	20 °C	$0,0002 \text{ 1/s}$	388,7 (434,7)	379,0 (339,2)	24,3 (24,2)
senkrecht	QDB	20 °C	$0,0002 \text{ 1/s}$	43,8 (41,2)	60,3 (58,8)	5,4 (5,7)

Für **Last parallel zur Faser bei Querdehnungsbehinderung** wird in Abbildung 4.10 (links) der Druckkraft-Verschiebungs-Verlauf von Nachrechnung und Simulation verglichen. Da die Fließkurven Entfestigung sowie Verfestigung des Materials beinhalten, treten Lokalisierungseffekte auf: Elementschichten in der xy-Ebene erfahren nacheinander eine starke Dehnung bis zum jeweiligen Beginn der Verfestigung. Das resultiert in einen sägezahnförmigen Verlauf der Kraftkurve und wurde von NEUMANN [Neu09] und MURRAY [Mur07] ebenfalls bei der Simulation von Holz beobachtet. Es existieren sogenannte Regularisierungsstrategien zur Vermeidung von Lokalisierungseffekten, siehe z. B. HÄUSSLER-COMBE [COM07] und NEEDLEMAN [Nee88]. Diese Strategien können allerdings das Prinzip der lokalen Wirkung verletzen (siehe Abschnitt 2.3.2), da sie die Deformation eines Elements in Abhängigkeit der Deformation von benachbarten Elementen setzen. Für diese Arbeit wird dem Lokalisierungseffekt allerdings keine große Relevanz zugeordnet, da zum einen kein großer Effekt lokaler Spannungsspitzen auf das globale Ergebnis bei einer Nachrechnung von Fallversuchen erwartet wird. Zum anderen entfällt der Lokalisierungseffekt bereits bei beschränkter lateraler Ausdehnung und auch dynamischer Belastung aufgrund der dann verringerten Verfestigung bzw. der dynamischen Festigkeitserhöhung. Dennoch sollte er in zukünftigen Untersuchungen detaillierter beurteilt werden.

Die Kraft-Verschiebungs-Kurve wird abgesehen von der Sägezahnform allgemein gut getroffen. Die Bruchkraft, siehe Tabelle 4.2, wird geringfügig unterschätzt. Die große Abweichung der Kraft im Plateaubereich ist auf die Sägezahnform zurückzuführen. Die aufgenommene Energie wird um lediglich 0,4 % überschätzt. Die lateral wirkenden Kräfte, Abbildung 4.10 rechts, werden vom Modell hingegen stark überschätzt (ca. Faktor 3), was hauptsächlich auf den isotropen Ansatz des Materialmodells mod. MAT_075 zurückzuführen ist, der die seitliche Materialsteifigkeit überschätzt. Dazu kommen der Ansatz der konstanten plastischen Querdehnung, der nicht dem experimentell beobachteten Verhalten entspricht, sowie die in Abschnitt 4.3 erwähnte Anpassung der experimentellen Daten zur Parametrisierung der Fließellipse.

Grundsätzlich ist zu bemerken, dass der mehrachsige Spannungszustand aufgrund der Querdehnungsbehinderung sowie die steigende volumetrische Dehnung im Materialmodell dazu führen, dass sich der Kraft-Verschiebungs-Verlauf wie auch im Druckversuch signifikant gegenüber dem ohne Querdehnungsbehinderung ändert: Die Entfestigung findet nur noch stark begrenzt statt, das Kraftplateau steigt und es existiert eine starke Verfestigung.

Senkrecht zur Faser belastet bei Querdehnungsbehinderung sind die Ergebnisse der Nachrechnung in Abbildung 4.11 (links) dargestellt. Der Druckkraftverlauf der Nachrechnung weicht nur sehr gering von der experimentell ermittelten Kurve ab, siehe Tabelle 4.2. Die aufgenommene Energie wird vom Modell um 5,6 % unterschätzt. Die laterale Kraft in y-Richtung (senkrechte Richtung) wird von der Nachrechnung gut getroffen, Abbildung 4.11 (rechts). In x-Richtung (parallele Richtung) hingegen wird die Kraft auf-

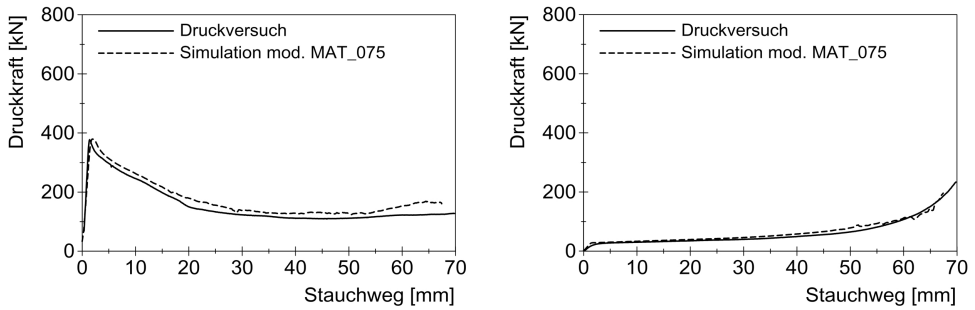


Abbildung 4.9: Mit modifiziertem MAT_075 ermittelte Druckkraft-Verschiebungs-Verläufe ohne QDB im Vergleich zu den Experimenten. Parallel (links) und senkrecht zur Faser (rechts), initiale Dehnrate $0,0002 \text{ 1/s}$, Raumtemperatur

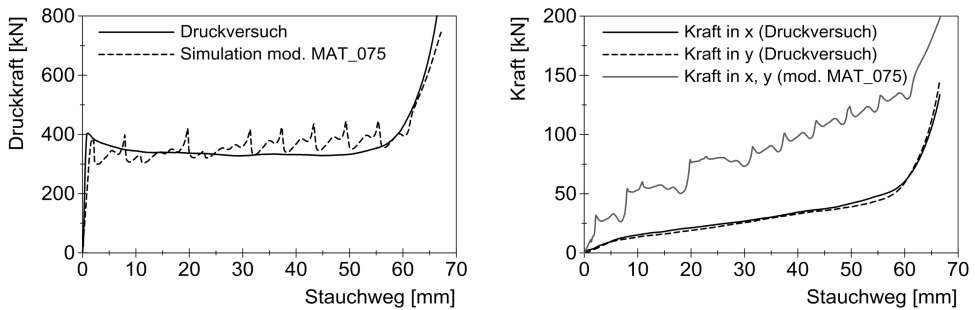


Abbildung 4.10: Mit modifiziertem MAT_075 ermittelte Druckkraft-Verschiebungs-Verläufe für Orientierung parallel zur Faser bei QDB im Vergleich zu den Experimenten. Druckkraft (links) und laterale Kräfte (rechts), initiale Dehnrate $0,0002 \text{ 1/s}$, Raumtemperatur

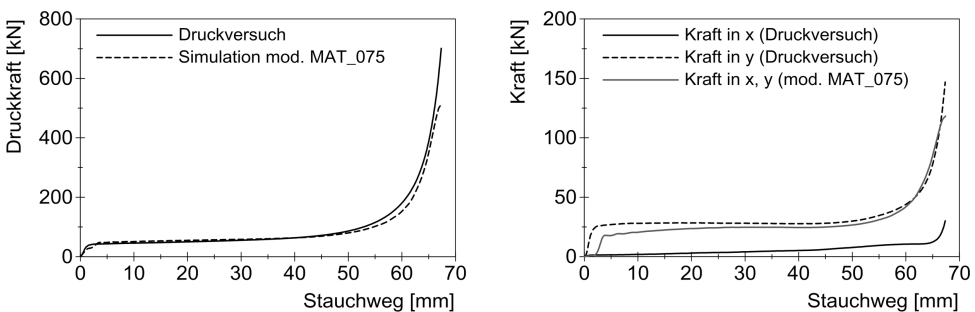


Abbildung 4.11: Mit modifiziertem MAT_075 ermittelte Druckkraft-Verschiebungs-Verläufe für Orientierung senkrecht zur Faser bei QDB im Vergleich zu den Experimenten. Druckkraft (links) und laterale Kräfte (rechts), initiale Dehnrate $0,0002 \text{ 1/s}$, Raumtemperatur

grund des isotropen Ansatzes stark überschätzt. Auch senkrecht zur Faser wird im Modell, wie im Druckversuch, durch die Querdehnungsbehinderung ein stark veränderter Kraft-Verschiebungs-Verlauf erzielt.

Schlussfolgerungen

Die Hypothese der entkoppelten Fließflächenevolution kann anhand der Ergebnisse der Nachrechnung der Druckversuche mit dem Materialmodell mod. MAT_075 bestätigt werden: Die überwiegend deviatorische Deformation bei den Proben ohne Querdehnungsbehinderung ermöglicht eine Festigkeitsentwicklung gemäß der einachsigen entfestigenden Fließkurve. Der verfestigende Einfluss der hydrostatischen Fließkurve ist nicht sichtbar, da die volumetrische Dehnung im Vergleich zur deviatorischen nur gering ansteigt. Bei der Probe mit Querdehnungsbehinderung wird aufgrund der hohen volumetrischen Dehnung die hydrostatische Fließkurve durchlaufen, weshalb im Zusammenhang mit der mehrachsigen Spannung das hohe Kraftplateau und die Verfestigung zur Geltung kommen. Durch die Entkopplung der Evolution der Fließfläche kann demnach verhindert werden, dass das gleichzeitige Durchlaufen beider Fließkurven die Charakteristik des Materials stört, wie es bei NEUMANN [Neu09] auftrat.

Die Annahme der isotropen Materialeigenschaften erlaubt jedoch nur eine beschränkte weitere Verwendung des Materialmodells mod. MAT_075, da z.B. die lateral wirkenden Kräfte nicht korrekt dargestellt werden können. Zudem entspricht eine konstante plastische Querdehnung nicht den experimentellen Beobachtungen und die Fließellipse erweist sich für Fichtenholz als schwierig zu parametrisieren. In dieser Arbeit wird daher der Modellierungsansatz „modifiziertes MAT_075“, der lediglich zur Prüfung der Hypothese der entkoppelten Fließflächenevolution dienen sollte, nicht weiter verfolgt.

4.5 Transversal isotropes Materialmodell mit mehrflächiger Fließbedingung (tiM)

In diesem Abschnitt wird die Neuentwicklung eines Materialmodells für Fichtenholz unter Druckbelastung beschrieben. Das Materialmodell soll das plastische Materialverhalten unter Druckbeanspruchung angemessen berücksichtigen, transversal isotrop formuliert werden^{4.12} und die bisher nicht berücksichtigten Parameter Temperatur und Dehnrate beinhalten. Dazu sollen in das Materialmodell tiM die Erkenntnisse aus dem ersten Modellierungsansatz „modifiziertes MAT_075“ einfließen, die in den Abschnitten 4.3 und 4.4 gewonnen wurden. Dazu gehört insbesondere die Umsetzung der Hypothese der entkoppelten Fließflächenevolution.

4.5.1 Entwicklung des Materialmodells tiM

Eine hypoelastisch-plastische Formulierung soll für das Materialmodell tiM verwendet werden (siehe z.B. NETO, PERIC & OWENS [NPO08]). Sie ist gut geeignet für Probleme, bei denen die elastischen Deformationen klein gegenüber den plastischen sind (siehe BELYTSCHO, LIU & MORAN [BLM01]), was auf den Anwendungsfall Stoßdämpfer zutrifft. Bei der hypoelastisch-plastischen Formulierung werden die zeitlichen Ableitungen des Spannungstensors und Verzerrungstensors linear über einen Steifigkeitstensor verknüpft (siehe auch Abschnitt 2.3.2). Bei elastischer Deformation wird der lineare Elastizitätstensor als Steifigkeitstensor verwendet. Bei plastischer Deformation wird der Spannungszustand numerisch mittels eines elastischen Trial-Spannungszustandes und eines anschließenden Return-

^{4.12}Das Modell wird im Folgenden als „transversal isotropes Materialmodell“ mit Abkürzung „tiM“ bezeichnet.

Mapping-Verfahrens ermittelt. Die Spannungs- und Dehnungsmaße müssen zur Darstellung finiter Deformationen geeignet sein: Die zeitliche Ableitung des HENCKY-Dehnungstensors wird von LS-DYNA bereits berechnet und als Maß für die zeitliche Ableitung der Verzerrungen gewählt. Der zum HENCKY-Tensor arbeitskonjugierte Spannungstensor ist der KIRCHHOFF-Spannungstensor (vergleiche auch JI, WAAS & BAZANT [JWB10] und BAZANT, GATTU & VOREL [BGV12]), der im Materialmodell verwendet werden soll. Als objektive Spannungsrate wird die JAUMANN-Rate des KIRCHHOFF-Spannungstensors verwendet. Die JAUMANN-Rate ist weit verbreitet und sie wird von LS-DYNA unterstützt, siehe NETO, PERIC & OWENS [NPO08] und HALLQUIST [Hal06]. Allerdings ist ihre Spannungsantwort auf große elastische Schubverformungen problematisch (siehe z. B. MOLENKAMP [Mol86]); diese besitzen hier jedoch keine große Relevanz.

Elastisches Materialverhalten

Für das elastische Materialverhalten wird das HOOKESche Gesetz in hypoelastischer Formulierung angewendet,

$$d\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{E} : d\boldsymbol{\varepsilon}. \quad (4.13)$$

Aufgrund der vorhandenen Materialsymmetrien bei transversaler Isotropie reduziert sich die Anzahl der benötigten elastischen Materialparameter auf fünf (siehe auch Anhang A.10).

Plastisches Materialverhalten - Fließbedingung

Mit Hilfe der Fließbedingung wird die Grenze des elastischen Bereiches eines Materials beschrieben. Bei isotropen Materialeigenschaften wird die Fließbedingung häufig als Funktion des deviatorischen und hydrostatischen Anteils des Spannungstensors formuliert. Bei anisotropen Materialeigenschaften, wie sie hier vorliegen, ist eine solche Formulierung nicht zielführend. Deswegen soll die Fließbedingung abhängig von den einzelnen Komponenten des Spannungstensors formuliert werden, wie z. B. auch bei GROSSE [Gro05] und SCHMIDT & KALISKE [SK06]. Für Fichtenholz soll eine mehrflächige Fließbedingung entwickelt werden, deren Vorzüge unter anderem von GROSSE [Gro05] im Bezug auf die Modellierung von Holz hervorgehoben wurden: Eine mehrflächige Fließbedingung hat - im Gegensatz zur Formulierung als Tensorpolynom - die Vorteile, dass Versagensmechanismen des Materials mit vergleichsweise wenigen Parametern und unabhängig voneinander abgebildet werden können. Auch eine Formulierung der Fließbedingung unter Benutzung experimentell bestimmter Daten ist gut möglich. Eine mehrflächige Fließbedingung kann mit vergleichsweise wenig Aufwand erweitert oder variiert werden, wenn z. B. neue Erkenntnisse aus experimentellen Untersuchungen vorliegen. Auch die Schwierigkeiten bei der Parametrisierung des modifizierten MAT_075 in Abschnitt 4.3 weisen darauf hin, dass mehrere, voneinander entkoppelte Fließflächen zielführend sein können. Nachteilig bei einer mehrflächigen Fließbedingung ist der erhöhte numerische Aufwand: Die Bestimmung der aktiven Fließfläche und auch der Richtung des plastischen Dehnungsincrementes muss zum Teil iterativ erfolgen.

Bei einer mehrflächigen Fließbedingung existieren i voneinander unabhängige skalare Fließbedingungen, die jeweils für sich erfüllt werden müssen,

$$\Phi_m(\boldsymbol{\sigma}) \leq 0 \quad \text{für } m = 1..i. \quad (4.14)$$

Es werden vorab die folgenden Überlegungen getroffen, die für die Entwicklung der mehrflächigen Fließbedingung für Fichtenholz und der Evolution der einzelnen Fließflächen von Bedeutung sind:

- Das Materialmodell t1M soll in den Materialhauptachsen parallel („P“) und senkrecht zur Faser („S“) formuliert werden.

- Folgende Versagensmechanismen sollen berücksichtigt werden:
 - Zugversagen parallel zur Faser (unabhängig von seitlicher Beanspruchung)
 - 1 Fläche
 - Zugversagen senkrecht zur Faser (unabhängig, zweifach aufgrund Symmetrie)
 - 2 Flächen
 - Schubversagen in der Ebene PS (unabhängig, positiv/negativ, zweifach)
 - 4 Flächen
 - Schubversagen in der Ebene SS (unabhängig, positiv/negativ)
 - 2 Flächen
 - Druckversagen senkrecht zur Faser (abhängig, zweifach)
 - 2 Flächen
 - Druckversagen parallel zur Faser (abhängig)
 - 1 Fläche
 - Druckversagen senkrecht zur Faser (unabhängig, Abschlussfläche^{4.13}, zweifach)
 - 2 Flächen
 - Druckversagen parallel zur Faser (unabhängig, Abschlussfläche)
 - 1 Fläche

In Summe müssen somit 15 Fließflächen generiert werden. Im Druckbereich ist es zweckmäßig, die ermittelten Spannungspunkte durch nicht gekrümmte Flächen zu verbinden. Die Flächen repräsentieren damit eine lineare Interpolation der Spannungszustände, die bei freier und behinderter Querdehnung auftreten. Aus der Fachliteratur gehen keine Hinweise hervor, die eine Interpolation höherer Ordnung sinnvoll erscheinen lassen. Im Zug- und Schubbereich soll weniger das Material exakt abgebildet sondern vielmehr das Modell vervollständigt werden. Daher sollen dort Flächen eingeführt werden, die unabhängig von der Mehrachsigkeit des Spannungszustandes sind (*box-like*-Teilfließbedingung).

- Die ertragbaren Zug- und Schubspannungen besitzen keine unmittelbare Relevanz für den Anwendungsfall Stoßdämpfer und sollen daher im Laufe der Deformation unveränderlich bleiben. Die ertragbare Druckspannung soll dagegen in eine Richtung nach dem Plateaubereich verfestigen (senkrecht zur Faser), in eine Richtung entfestigen und nach dem Plateaubereich anschließend verfestigen (parallel zur Faser). Zudem sind Ver- und Entfestigung abhängig von der Mehrachsigkeit des Spannungszustandes unterschiedlich stark ausgeprägt. Derartig komplexe Ver- und Entfestigungseffekte können nicht über die klassischen Ansätze der isotropen und kinematischen Verfestigung modelliert werden, die nur eine Verschiebung oder eine gleichmäßige (isotrope) Aufweitung der Fließfläche zulassen. Stattdessen sollen für die Stützstellen der einzelnen Fließflächen Fließkurven als Funktion der Gesamtdehnung hinterlegt werden. In Abhängigkeit der Fließkurven verändert sich die Position einer Stützstelle im Spannungsraum und somit „bewegt“ sich die zugehörige Fließfläche. Die Beschreibung der Evolution der Fließfläche erfolgt also mit Hilfe von Kennlinien, klassische Verfestigungsparameter existieren im Materialmodell tiM nicht.

Seitens der Materialtheorie liegt somit wie schon bei MAT_075 ein ideal-plastisches Modell mit einer vom Gesamtdehnungszustand abhängigen Fließfläche vor. Solange der Anteil der elastischen Dehnungen an den Gesamtdehnungen gering ist und keine zyklischen elastischen Deformationen auftreten, ist der damit entstehende Fehler - bei Anwendung eines expliziten Lösungsverfahrens mit kleinen Zeitschrittweiten - vernachlässigbar. Um den Fehler weiter zu reduzieren, werden in Abschnitt 4.5.4 auch die

^{4.13}Für den experimentell nicht abgedeckten Bereich.

Fließkurven selbst abhängig von den Gesamtdehnungen generiert. Die Vorteile dieser Modellierungsvariante liegen in der hohen numerischen Effizienz durch die vergleichsweise einfache Formulierung, der Unabhängigkeit von den einschränkenden klassischen Verfestigungsformulierungen (und damit der Möglichkeit der Berücksichtigung komplizierter Verfestigungseffekte) sowie der automatischen Anpassung der Fließfläche und deren Evolution an neue Fließkurven für z. B. andere Holzarten. Die Anwendung des Materialmodells auf z. B. andere Holzarten wird damit ebenfalls erleichtert. Für einmalige Stoßvorgänge ist diese vereinfachte Modellierungsvariante zweckmäßig. Zur Erhöhung der Genauigkeit bei der Darstellung mehrfacher Belastungsvorgänge könnte die Fließfläche in Abhängigkeit der plastischen Dehnung iterativ bestimmt werden, wodurch allerdings auch der numerische Aufwand steigt.

- Die Verwendung zweier Dehnungsmaße (volumetrische und deviatorische Dehnung) zur Beschreibung der Evolution der Fließfläche, hat sich in Abschnitt 4.4 als zweckmäßig erwiesen. Wie sich auch experimentell gezeigt hat, können einachsige Spannungszustände mit der deviatorischen, mehrachsige Spannungszustände mit der volumetrischen Dehnung verknüpft werden. Dieser Ansatz der entkoppelten Fließflächenevolution soll auch hier wieder aufgegriffen werden.

Im Folgenden wird die mehrflächige Fließbedingung anhand der experimentell ermittelten Festigkeitswerte (bzw. anhand von Werten aus der Literatur für den Zug- und Schubbereich) hergeleitet.

Eine allgemeine lineare Fließbedingung kann in die Form

$$\Phi = \mathbf{a} : (\boldsymbol{\sigma} - \mathbf{H}) + q - 1 \leq 0 \quad (4.15)$$

gebracht werden (vergleiche z. B. TSAI & WU [TW71] und SCHMIDT & KALISKE [SK06]). Dabei beinhaltet der Tensor \mathbf{a} die inversen Festigkeitswerte, der Tensor \mathbf{H} die Rückspannungen der kinematischen Verfestigung (*back stresses*) und das Skalar q beschreibt die volumetrische Verfestigung. Wie bereits erläutert, werden die klassischen Verfestigungsmodelle hier nicht angewendet, wodurch \mathbf{H} und q wegfallen. Es existieren also $i = 15$ Fließbedingungen

$$\Phi_m = \mathbf{a}_m : \boldsymbol{\sigma} - 1 \leq 0, \quad (4.16)$$

mit $m = 1.. 15$ als dem Index für die einzelnen Versagensarten bzw. Fließflächen.

Die weitere Formulierung erfolgt in der VOIGT-Notation (Anhang A.1). Unter der Voraussetzung, dass Fließen stattfindet, kann folgendes Gleichungssystem zur Ermittlung der Festigkeitsvektoren $\{\mathbf{a}_m\}$ aufgestellt werden:

$$\{\mathbf{a}_m\}^T \{\boldsymbol{\sigma}_{F,m}\} - 1 = 0, \quad (4.17)$$

wobei sich der lineare Festigkeitsvektor aus den folgenden Komponenten zusammensetzt und der Spannungsvektor bei Fließen $\{\boldsymbol{\sigma}_{F,m}\}$ allgemein die sechs VOIGT'schen Spannungsgrößen enthält, für die später die jeweiligen Festigkeiten eingesetzt werden^{4.14},

$$\{\mathbf{a}_m\} = \begin{Bmatrix} a_{m,P} \\ a_{m,S1} \\ a_{m,S2} \\ a_{m,PS1} \\ a_{m,S1S2} \\ a_{m,PS2} \end{Bmatrix} \quad \text{bzw.} \quad \{\boldsymbol{\sigma}_{F,m}\} = \begin{Bmatrix} \sigma_P \\ \sigma_{S1} \\ \sigma_{S2} \\ \sigma_{PS1} \\ \sigma_{S1S2} \\ \sigma_{PS2} \end{Bmatrix}. \quad (4.18)$$

^{4.14}Die Indizes werden im Folgenden beibehalten und besitzen folgende Bedeutung: „P“ parallel zur Faser; „S“ senkrecht zur Faser, wobei die Richtungen der isotropen Ebene „S1“ und „S2“ genannt werden. Werden zwei Indizes hintereinander gesetzt, verdeutlicht das eine Ebene (z. B. „S1S2“ die isotrope Ebene).

Für die Fließflächen im Zug- und Schubereich ($m = 1.. 9$) werden die Festigkeitsvektoren in Anhang A.8 hergeleitet. Im Folgenden werden die Festigkeitsvektoren für die Fließflächen im Druckbereich abgeleitet ($m = 10.. 15$). Dabei werden folgende Kennwerte verwendet:

Einachsige Zugfestigkeit parallel zur Faser	$S_{t, Pu}$,
einachsige Zugfestigkeit senkrecht zur Faser	$S_{t, Su}$,
Schubfestigkeit in der Ebene PS	$S_{s, PS}$,
Schubfestigkeit in der Ebene SS	$S_{s, SS}$,
einachsige Druckfestigkeit parallel zur Faser	$S_{c, Pu}(\varepsilon_d)$,
einachsige Druckfestigkeit senkrecht zur Faser	$S_{c, Su}(\varepsilon_d)$,
mehrachsiges Druckfestigkeit parallel zur Faser mit den lateralen Anteilen	$S_{c, Pm}(\varepsilon_v)$ $S_{c, Pmx}(\varepsilon_v) = S_{c, Pmy}(\varepsilon_v)$, und
mehrachsiges Druckfestigkeit senkrecht zur Faser mit den lateralen Anteilen	$S_{c, Sm}(\varepsilon_v)$ $S_{c, Smx}(\varepsilon_v) \equiv 0, S_{c, Smy}(\varepsilon_v)$.

$m = 10$ (Druck senkrecht S1, abhängig von Druck parallel und senkrecht S2 zur Faser)

Aus der Gleichung

$$\{\mathbf{a}_{10}\}^T \{\boldsymbol{\sigma}_{F,10}\} - 1 = 0 \quad (4.19)$$

folgt mit $-S_{c,Su}$ als anliegender Spannung, also

$$\{\boldsymbol{\sigma}_{F,10a}\}^T = \{0 \quad -S_{c,Su} \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad 0\}, \quad (4.20)$$

$$a_{10,S1} = -\frac{1}{S_{c,Su}}. \quad (4.21)$$

Weiter folgt mit der Annahme, dass das zusätzliche Aufbringen einer Spannungskomponente in paralleler Richtung $\Delta\sigma_P$ die Festigkeitseigenschaften senkrecht zur Faser nicht beeinflusst,

$$\{\boldsymbol{\sigma}_{F,10b}\}^T = \{\Delta\sigma_P \quad -S_{c,Su} \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad 0\} \quad (4.22)$$

$$a_{10,P} \cdot \Delta\sigma_P - a_{10,S1} \cdot S_{c,Su} - 1 = 0 \quad (4.23)$$

$$a_{10,P} = 0. \quad (4.24)$$

Mit dem mehrachsigen Spannungszustand von $-S_{c,Sm}$, $-S_{c,Smx}$, $-S_{c,Smy}$ folgt schließlich

$$\{\boldsymbol{\sigma}_{F,10c}\}^T = \{-S_{c,Smx} \quad -S_{c,Sm} \quad -S_{c,Smy} \quad 0 \quad 0 \quad 0\} \quad (4.25)$$

$$-a_{10,P} \cdot S_{c,Smx} - a_{10,S1} \cdot S_{c,Sm} - a_{10,S2} \cdot S_{c,Smy} - 1 = 0 \quad (4.26)$$

$$a_{10,S2} = \frac{\frac{S_{c,Sm}}{S_{c,Su}} - 1}{S_{c,Smy}}. \quad (4.27)$$

Die Einträge des linearen Festigkeitsvektors der Fließfläche 10 ergeben sich also zu

$$\{\mathbf{a}_{10}\}^T = \left\{ 0 \quad -\frac{1}{S_{c,Su}} \quad \frac{\frac{S_{c,Sm}}{S_{c,Su}} - 1}{S_{c,Smy}} \quad 0 \quad 0 \quad 0 \right\}. \quad (4.28)$$

Dabei werden die Komponenten $a_{1,PS1}$, $a_{1,S1S2}$ und $a_{1,PS2}$ wie auch bei SCHMIDT & KALISKE [SK06] zu null gesetzt^{4.15}. Das Gleichungssystem 4.19 ist damit lösbar. Dieses Vorgehen wird bei der Herleitung der folgenden Fließflächen übernommen.

^{4.15}Die gewissermaßen unendlichen Festigkeiten dieser Komponenten bedeuten, dass das Fließen unter Druck senkrecht zur Faser unabhängig von den Schubbeanspruchungen ist.

$m = 11$ (Druck senkrecht S2, abhängig von Druck parallel und senkrecht S1 zur Faser)

Analog zur Fließfläche 10 lässt sich unter Berücksichtigung der transversalen Isotropie der Festigkeitsvektor der Fließfläche 11 berechnen,

$$\{\mathbf{a}_{11}\}^T = \left\{ 0 \quad \frac{\frac{S_{c,S_m} - 1}{S_{c,S_u}}}{S_{c,S_m y}} \quad -\frac{1}{S_{c,S_u}} \quad 0 \quad 0 \quad 0 \right\}. \quad (4.29)$$

$m = 12$ (Druck parallel abhängig von Druck senkrecht zur Faser)

Aus der Gleichung

$$\{\mathbf{a}_{12}\}^T \{\boldsymbol{\sigma}_{F,12}\} - 1 = 0 \quad (4.30)$$

folgt mit $-S_{c,P_u}$ als anliegender Spannung, also

$$\{\boldsymbol{\sigma}_{F,12a}\}^T = \{-S_{c,P_u} \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad 0\}, \quad (4.31)$$

$$a_{12,P} = -\frac{1}{S_{c,P_u}}. \quad (4.32)$$

Mit dem mehrachsigen Spannungszustand von $-S_{c,P_m}$, $-S_{c,P_{mx}}$, $-S_{c,P_{my}}$

$$\{\boldsymbol{\sigma}_{F,12b}\}^T = \{-S_{c,P_m} \quad -S_{c,P_{mx}} \quad -S_{c,P_{my}} \quad 0 \quad 0 \quad 0\} \quad (4.33)$$

und der Symmetriebedingung

$$a_{12,S1} = a_{12,S2} \quad (4.34)$$

folgt schließlich

$$-a_{12,P} \cdot S_{c,P_m} - a_{12,S1} \cdot S_{c,P_{mx}} - a_{10,S1} \cdot S_{c,P_{my}} - 1 = 0 \quad (4.35)$$

$$a_{12,S1} = \frac{\frac{S_{c,P_m} - 1}{S_{c,P_u}}}{S_{c,P_{mx}} + S_{c,P_{my}}}. \quad (4.36)$$

Die Einträge des linearen Festigkeitsvektors der Fließfläche 12 ergeben sich also zu

$$\{\mathbf{a}_{12}\}^T = \left\{ -\frac{1}{S_{c,P_u}} \quad \frac{\frac{S_{c,P_m} - 1}{S_{c,P_u}}}{S_{c,P_{mx}} + S_{c,P_{my}}} \quad \frac{\frac{S_{c,P_m} - 1}{S_{c,P_u}}}{S_{c,P_{mx}} + S_{c,P_{my}}} \quad 0 \quad 0 \quad 0 \right\}. \quad (4.37)$$

$m = 13$ (Druck senkrecht, S1, zur Faser, abschließende Fläche)

Aus der Gleichung

$$\{\mathbf{a}_{13}\}^T \{\boldsymbol{\sigma}_{F,13}\} - 1 = 0 \quad (4.38)$$

folgt mit $-S_{c,S_m}$ als Grenzspannung (experimentell maximal beobachtete Druckspannung)

$$\{\boldsymbol{\sigma}_{F,13}\}^T = \{0 \quad -S_{c,S_m} \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad 0\}, \quad (4.39)$$

für die Einträge des linearen Festigkeitsvektors der Fließfläche 13

$$\{\mathbf{a}_{13}\}^T = \left\{ 0 \quad -\frac{1}{S_{c,S_m}} \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad 0 \right\}. \quad (4.40)$$

$m = 14$ (Druck senkrecht, S2, zur Faser, abschließende Fläche)

Analog zur Fließfläche 13 lässt sich unter Berücksichtigung der transversalen Isotropie der Festigkeitsvektor der Fließfläche 14 berechnen,

$$\{\mathbf{a}_{14}\}^T = \left\{ 0 \quad 0 \quad -\frac{1}{S_{c,S_m}} \quad 0 \quad 0 \quad 0 \right\}. \quad (4.41)$$

m = 15 (Druck parallel zur Faser, abschließende Fläche)

Aus der Gleichung

$$\{\mathbf{a}_{15}\}^T \{\boldsymbol{\sigma}_{F,15}\} - 1 = 0 \quad (4.42)$$

folgt mit $-S_{c,Pm}$ als Grenzspannung (experimentell maximal beobachtete Druckspannung)

$$\{\boldsymbol{\sigma}_{F,15}\}^T = \{-S_{c,Pm} \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad 0\}, \quad (4.43)$$

für die Einträge des linearen Festigkeitsvektors der Fließfläche 15

$$\{\mathbf{a}_{15}\}^T = \left\{ -\frac{1}{S_{c,Pm}} \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad 0 \right\}. \quad (4.44)$$

Mit vorläufigen Festigkeitskennwerten können die einzelnen Fließbedingungen aufgestellt und auch grafisch als Fließflächen veranschaulicht werden. Abbildung 4.12 zeigt die grafische Interpretation der so konstruierten anfänglichen Fließflächen im Zug- und Druckspannungsbereich (schematische 2D-Ansichten mit Angabe der vergebenen Flächennummern). Zu erkennen ist die steigende Druckfestigkeit durch seitliche Stützung (bzw. erhöhter seitlicher Spannung). Im Zugbereich wird die Gesamtfläche durch *box-like*-Flächen (horizontal oder vertikal liegend) abgeschlossen. Die *box-like*-Fließflächen im Schubspannungsbereich zeigt Abbildung 4.13. In Abbildung 4.14 ist die grafische Interpretation der anfänglichen Zug-Druck-Fließflächen in einer 3D-Ansicht dargestellt. Anhand der grafischen Darstellungen kann erkannt werden, dass der modellierte elastische Bereich (Bereich „innerhalb“ der gesamten Fließflächen) konvex und geschlossen (zusammenhängend) ist. Das ist notwendig, um bei elastischer Deformation eine Energiedissipation vollständig auszuschließen (vergleiche z. B. BETTEN [Bet79]).

Abbildung 4.15 zeigt schrittweise die Entwicklung der gesamten Fließfläche im Zug- und Druckspannungsbereich für eine wachsende volumetrische Dehnung (und $\varepsilon_d = 0$) auf Basis vorläufiger Fließkurven, die qualitativ das Materialverhalten von Fichtenholz wiedergeben. Zum besseren Verständnis ist auf den vorläufigen Fließkurven der aktuelle Spannungspunkt gekennzeichnet. Im Druckspannungsbereich ist eine anfängliche Verkleinerung und eine anschließende starke Vergrößerung bei großer volumetrischer Dehnung der Fließfläche im Bereich $\sigma_S = 0$ zu erkennen, die aus dem Materialverhalten von Holz parallel zur Faser bei mehrachsiger Beanspruchung resultiert (Kurve „S_cpm“). Zudem weitet sich die Fläche in σ_S -Richtung anfänglich leicht, bei großer volumetrischer Dehnung stark auf, was dem Materialverhalten bei mehrachsiger Beanspruchung senkrecht zur Faser entspricht (Kurve „S_csm“).

Abbildung 4.16 zeigt schrittweise die Entwicklung der gesamten Fließfläche im Zug- und Druckspannungsbereich für eine wachsende deviatorische Dehnung. Die volumetrische Dehnung wurde dabei auf $\varepsilon_v = 0,9$ gesetzt, um die beschriebenen Effekte optisch besser hervortreten zu lassen. Im Druckspannungsbereich (negative Spannungskomponenten) ist eine Verkleinerung der Fließfläche im Bereich $\sigma_S = 0$ zu erkennen, die aus dem entfestigenden Materialverhalten von Holz parallel zur Faser resultiert (Kurve „S_cpu“). Zudem weitet sich die Fläche in σ_S -Richtung etwas auf, was dem Materialverhalten bei einachsiger Beanspruchung senkrecht zur Faser entspricht (Kurve „S_csu“).

Im Zugbereich bleiben die Fließflächen jeweils unverändert, da sie unabhängig vom Dehnungszustand formuliert wurden.

Plastisches Materialverhalten - Fließregel

Wenn der anliegende Spannungszustand plastisches Materialverhalten hervorruft, also auf der Fließfläche liegt, muss die Richtung des plastischen Flusses definiert werden. Das geschieht mit der in Gleichung 2.38 eingeführten Fließregel. Während der skalare plastische

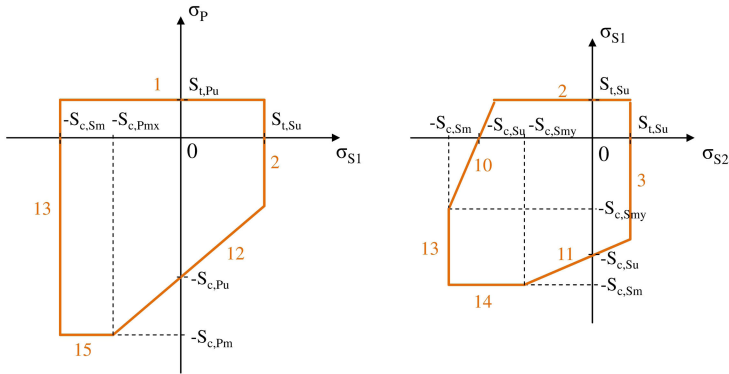


Abbildung 4.12: Schematische Fließflächen für Fichtenholz im Zug-/Druckspannungsbereich. Links: σ_P über σ_{S1} , rechts: σ_{S1} über σ_{S2}

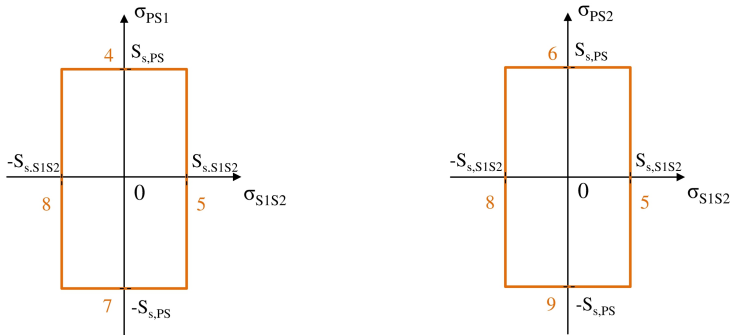


Abbildung 4.13: Schematische Fließflächen für Fichtenholz im Schubspannungsbereich. Links: σ_{PS1} über σ_{S1S2} , rechts: σ_{PS2} über σ_{S1S2}

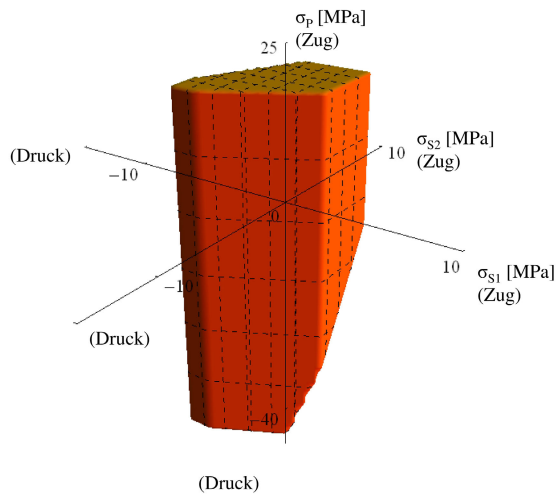


Abbildung 4.14: Initiale Fließflächen für Fichtenholz im Zug-/Druckspannungsbereich

4.5 Transversal isotropes Materialmodell mit mehrflächiger Fließbedingung (tiM)

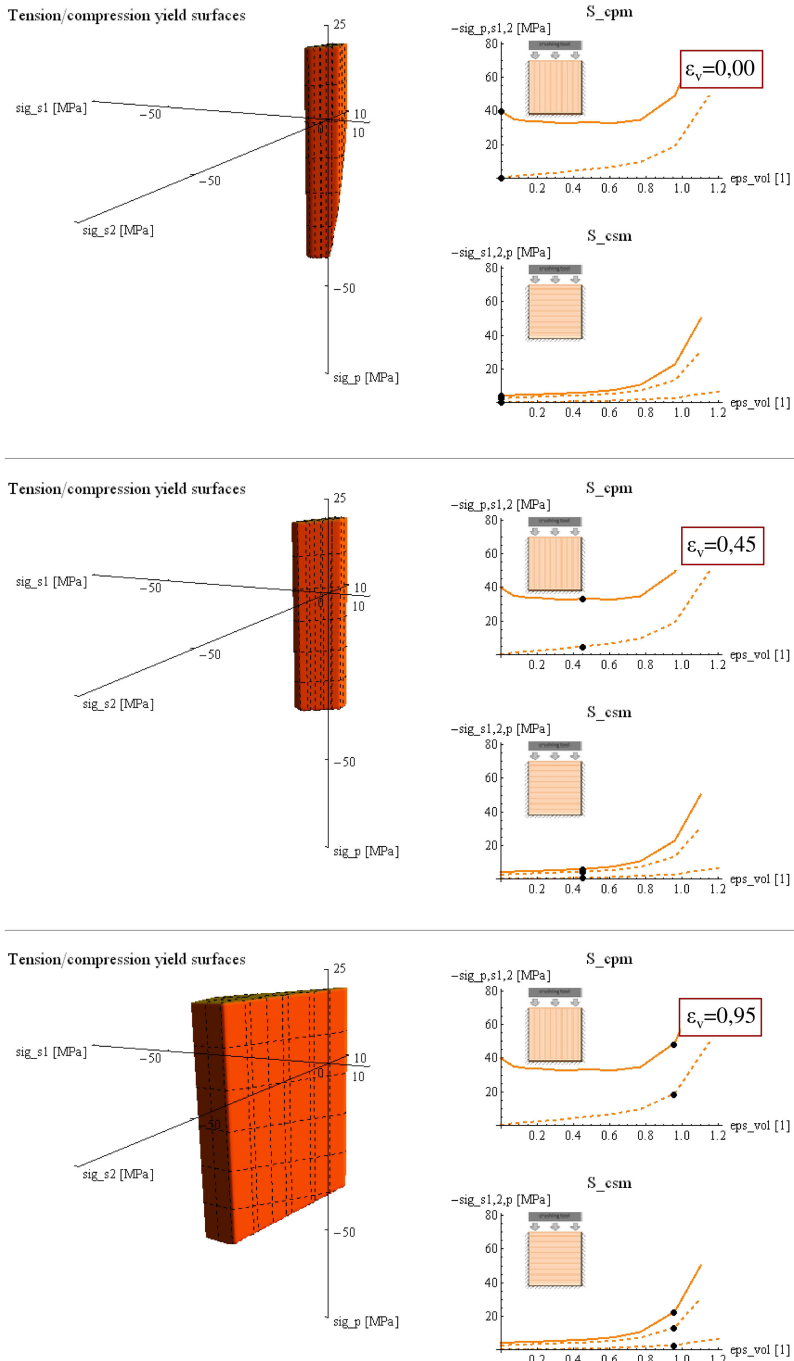


Abbildung 4.15: Evolution der Zug-/Druckfließflächen mit steigender volumetrischer Dehnung ϵ_v und $\epsilon_d = 0$ (links). Vorläufig ermittelte Fließkurven mit gekennzeichnetem Spannungszustand (rechts)

4 Modellierung von Fichtenholz unter dynamischer Druckbelastung

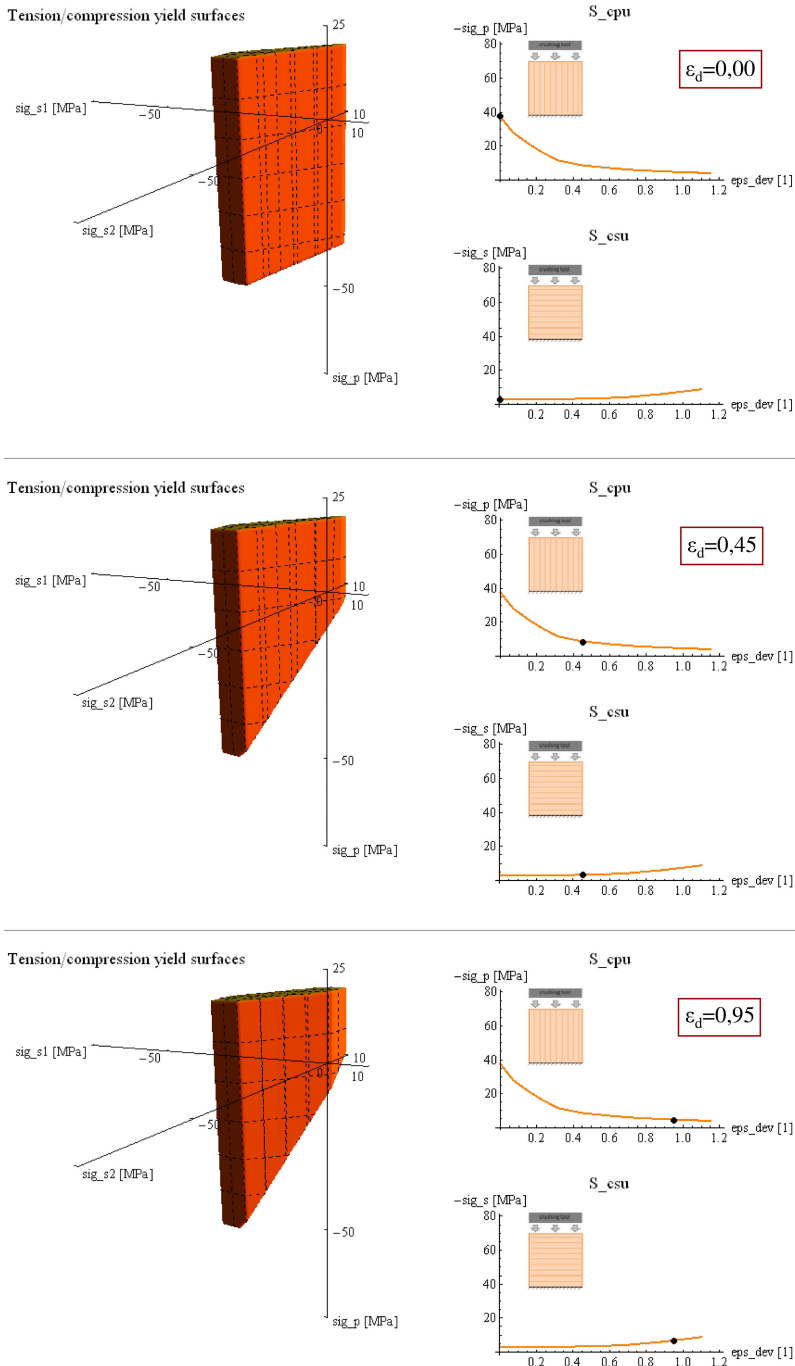


Abbildung 4.16: Evolution der Zug-/Druckfließflächen mit steigender deviatorischer Dehnung ϵ_d und $\epsilon_v = 0,9$ (links). Vorläufig ermittelte Fließkurven mit gekennzeichnetem Spannungszustand (rechts)

Multiplikator λ den Betrag der plastischen Dehnungen beinhaltet, wird die Richtung des plastischen Flusses über die Ableitung des plastischen Potentials nach dem Spannungstensor bestimmt. Diese Größe wird auch als Fließvektor bezeichnet (auch wenn formal ein Tensor zweiter Stufe vorliegt, siehe NETO, PERIC & OWENS [NPO08]),

$$\mathbf{M} = \frac{\partial Q}{\partial \boldsymbol{\sigma}}. \quad (4.45)$$

Bei metallischen Materialien wird meist eine assoziierte Fließregel verwendet, bei der der Fließvektor senkrecht auf der Fließfläche steht (bzw. $Q = \Phi$, wie in Abschnitt 2.3.2 beschrieben). Im vorliegenden Fall ist eine assoziierte Fließregel nicht zielführend, wie durch einfache Überlegung festgestellt werden kann: Die Fließrichtung ist dann abhängig von der Evolution der Fließfläche und würde sich je nach dem aktuellen ertragbaren Spannungszustand ändern und kann unter Umständen sogar in eine Querdehnung mit falschem Vorzeichen resultieren. Hier soll also, zumindest im Druckbereich, eine nicht-assoziierte Fließregel definiert werden, die eine von der Fließfläche unabhängige Anpassung des Ausdehnungsverhaltens erlaubt. Konsistent zur mehrflächigen Fließbedingung soll auch das plastische Potential mehrflächig definiert werden. Das plastische Ausdehnungsverhalten von Fichtenholz wird dabei so angenähert, dass sich die Fließrichtung auf einer Fließfläche nicht ändert (Fließvektoren konstant bezüglich des Spannungszustands). Eine differenzielle Formulierung des plastischen Potentials in Form von Fließvektoren ist dann ausreichend.

Für jede Fließfläche m muss demnach ein Fließvektor, nun in VOIGTScher Schreibweise, $\{\mathbf{M}_m\}$ definiert werden. Der Fließvektor ist auf den Betrag $|\{\mathbf{M}_m\}| = 1$ normiert und beschreibt die Richtung der plastischen Dehnung über seine Komponenten

$$\{\mathbf{M}_m\} = \begin{Bmatrix} M_{m,P} \\ M_{m,S1} \\ M_{m,S2} \\ M_{m,PS1} \\ M_{m,S1S2} \\ M_{m,PS2} \end{Bmatrix}. \quad (4.46)$$

Im plastischen Zug- und Schubbereich soll aufgrund der geringen Relevanz eine plastische Verformung nur in Richtung der Beanspruchung stattfinden. Da in diesen Bereichen *box-like*-Fließkriterien vorliegen, entspricht das einer assoziierten Fließregel. Im plastischen Druckbereich wurde eine signifikante seitliche Ausdehnung des Materials beobachtet, die auch zu den beobachteten mehrachsigen Spannungszuständen bei seitlicher Dehnungsbehinderung führte. Die Implementierung einer plastischen Querdehnung im Druckbereich ist somit unerlässlich. Als Parameter sollen, wie auch beim Materialmodell MAT_075, die anschaulichen Größen der plastischen Querkontraktionszahlen verwendet werden (siehe z. B. auch HAHN [Hah74]). Eine plastische Querkontraktionszahl beschreibt, äquivalent zur elastischen Querkontraktionszahl, die seitliche Einschnürung des Materials senkrecht zu einer Zugdeformation bzw. die seitliche Ausdehnung bei Druckdeformation (hier relevant). Die Komponenten der Druck-Fließvektoren sollen also als Funktion der plastischen Querkontraktionszahlen formuliert werden. Durch die Wahl passender plastischer Querkontraktionszahlen, die von verschiedenen Parametern (z. B. Stauchgrad) abhängen können, kann dann das experimentell beobachtete Ausdehnungsverhalten von Holz nachgebildet werden.

Die Ableitung der Fließvektoren mit dem Index $m = 1..9$ für den Zug- und Schubbereich erfolgt in Anhang A.9. Im Folgenden werden die Fließvektoren für die im Druckbereich relevanten Fließflächen $m = 10..15$ abgeleitet. Für den Druckbereich werden folgende plastische Querkontraktionszahlen definiert:

- Laterale Ausdehnung in senkrechter Richtung bei Beanspruchung in paralleler Richtung,

$$\nu_{pl,PS} = -\frac{\varepsilon_S}{\varepsilon_P}. \quad (4.47)$$

- Laterale Ausdehnung in senkrechter Richtung (S2) bei Beanspruchung in senkrechter Richtung (S1),

$$\nu_{pl,S1S2} = -\frac{\varepsilon_{S2}}{\varepsilon_{S1}}. \quad (4.48)$$

- Laterale Ausdehnung in paralleler Richtung bei Beanspruchung in senkrechter Richtung,

$$\nu_{pl,SP} = -\frac{\varepsilon_P}{\varepsilon_S}. \quad (4.49)$$

Die Fließvektoren des Druckbereichs ($m = 10$, $m = 11$, $m = 12$) können nun hergeleitet werden:

Für den Fließvektor $m = 10$ ergibt sich aus der Definition der plastischen Querkontraktionszahlen

$$\nu_{pl,SP} = -\frac{M_{10,P}}{M_{10,S1}}, \text{ also } M_{10,S1} = -\frac{M_{10,P}}{\nu_{pl,SP}} \quad (4.50)$$

und

$$\nu_{pl,S1S2} = -\frac{M_{10,S2}}{M_{10,S1}}, \text{ also } M_{10,S2} = -M_{10,S1}\nu_{pl,S1S2}. \quad (4.51)$$

Einsetzen in die Bedingung $|\{\mathbf{M}_{10}\}| = 1$ und Nullsetzen der Komponenten der Schubdehnungen ergibt

$$\sqrt{M_{10,P}^2 + \left(-\frac{M_{10,P}}{\nu_{pl,SP}}\right)^2 + \left(\frac{M_{10,P}\nu_{pl,S1S2}}{\nu_{pl,SP}}\right)^2} = 1, \text{ also } M_{10,P} = \frac{\nu_{pl,SP}}{\sqrt{\nu_{pl,SP}^2 + \nu_{pl,S1S2}^2}}. \quad (4.52)$$

Durch Einsetzen ergeben sich die beiden übrigen Komponenten zu

$$M_{10,S1} = \frac{-1}{\sqrt{\nu_{pl,SP}^2 + \nu_{pl,S1S2}^2 + 1}} \text{ und } M_{10,S2} = \frac{\nu_{pl,S1S2}}{\sqrt{\nu_{pl,SP}^2 + \nu_{pl,S1S2}^2 + 1}}. \quad (4.53)$$

Aufgrund der transversalen Isotropie können die beiden senkrechten Komponenten des Fließvektors $m = 10$ vertauscht werden, um den Fließvektor $m = 11$ zu erhalten.

Für den Fließvektor $m = 12$ ergibt sich aus der Definition der plastischen Querkontraktionszahl

$$\nu_{pl,PS} = -\frac{M_{12,S1}}{M_{12,P}}, \text{ also } M_{12,S1} = -M_{12,P}\nu_{pl,PS}. \quad (4.54)$$

Aufgrund der transversalen Isotropie gilt außerdem $M_{12,S1} = M_{12,S2}$. Die Komponenten der Schubdehnung sind wieder nicht vorhanden. Aus der Forderung nach $|\{\mathbf{M}_{12}\}| = 1$ folgt demnach

$$\sqrt{M_{12,P}^2 + 2(-\nu_{pl,PS}M_{12,P})^2} = 1, \text{ also } M_{12,P} = \frac{-1}{\sqrt{2\nu_{pl,PS}^2 + 1}} \quad (4.55)$$

und damit

$$M_{12,S1} = M_{12,S2} = \frac{\nu_{pl,PS}}{\sqrt{2\nu_{pl,PS}^2 + 1}}. \quad (4.56)$$

Zusammenfassend lauten die Fließvektoren $m = 10$, $m = 11$, $m = 12$:

$$\begin{aligned}
 \{\mathbf{M}_{10}\}^T &= \left\{ \frac{\nu_{pl,SP}}{\sqrt{\nu_{pl,SP}^2 + \nu_{pl,S1S2}^2 + 1}} \quad \frac{-1}{\sqrt{\nu_{pl,SP}^2 + \nu_{pl,S1S2}^2 + 1}} \quad \frac{\nu_{pl,S1S2}}{\sqrt{\nu_{pl,SP}^2 + \nu_{pl,S1S2}^2 + 1}} \quad 0 \quad 0 \quad 0 \right\} \\
 \{\mathbf{M}_{11}\}^T &= \left\{ \frac{\nu_{pl,SP}}{\sqrt{\nu_{pl,SP}^2 + \nu_{pl,S1S2}^2 + 1}} \quad \frac{\nu_{pl,SP}}{\sqrt{\nu_{pl,SP}^2 + \nu_{pl,S1S2}^2 + 1}} \quad \frac{-1}{\sqrt{\nu_{pl,SP}^2 + \nu_{pl,S1S2}^2 + 1}} \quad 0 \quad 0 \quad 0 \right\} \\
 \{\mathbf{M}_{12}\}^T &= \left\{ \frac{-1}{\sqrt{2\nu_{pl,PS}^2 + 1}} \quad \frac{\nu_{pl,PS}}{\sqrt{2\nu_{pl,PS}^2 + 1}} \quad \frac{\nu_{pl,PS}}{\sqrt{2\nu_{pl,PS}^2 + 1}} \quad 0 \quad 0 \quad 0 \right\} \quad (4.57)
 \end{aligned}$$

Da für die abschließenden Flächen $m = 13$, $m = 14$, $m = 15$ keine weiteren Daten vorliegen, wird davon ausgegangen, dass sich das Fließverhalten dort nicht ändert:

$$\{\mathbf{M}_{13}\} = \{\mathbf{M}_{10}\} \quad (4.58)$$

$$\{\mathbf{M}_{14}\} = \{\mathbf{M}_{11}\} \quad (4.59)$$

$$\{\mathbf{M}_{15}\} = \{\mathbf{M}_{12}\} \quad (4.60)$$

Berücksichtigung der Dehnrate

Der Einfluss der Dehnrate auf die Festigkeit wurde in Kapitel 3 experimentell für fünf Dehnratenstützpunkte $\dot{\epsilon}_R < \dot{\epsilon}_2 < \dot{\epsilon}_3 < \dot{\epsilon}_4 < \dot{\epsilon}_5$, je für die Lastrichtungen parallel und senkrecht zur Faser, bestimmt. Das Materialmodell beaufschlagt die Festigkeiten bei der Referenzdehnrate $S(\dot{\epsilon}_R)$ mit einem dynamischen Faktor $f_{dyn}(\dot{\epsilon}_v)$, siehe auch Gleichung 3.4, der wie bei MAT_075 von der volumetrischen Dehnrate abhängen soll. Das ist zweckmäßig, da die Versuche ohne Querdehnungsbehinderung im Plateaubereich keine signifikante Abhängigkeit von der Dehnrate aufwiesen. Die Festigkeit unter Berücksichtigung des Dehnrateneffekts, $S(\dot{\epsilon})$, $\dot{\epsilon} > \dot{\epsilon}_R$, bestimmt sich entsprechend nach

$$S(\dot{\epsilon}) = S(\dot{\epsilon}_R) f_{dyn}. \quad (4.61)$$

Berücksichtigung der Temperatur

Der Einfluss der Temperatur auf die Festigkeit wurde experimentell für drei Temperaturen, $T_1 < T_R < T_2$ bestimmt, je für die Lastrichtungen parallel und senkrecht zur Faser. Die Referenztemperatur T_R ist die Raumtemperatur. Im Materialmodell wird, basierend auf den Untersuchungen von UHMEIER & SALMEN [US96], zwischen den Festigkeiten der bekannten Temperaturstützstellen linear interpoliert. Zur Ermittlung der Festigkeit unter Berücksichtigung des Temperatureinflusses beaufschlagt das Modell eine Festigkeit $S(T_R)$, die für die Referenztemperatur ermittelt wurde, mit einem Faktor $f_{temp}(T)$, der die Festigkeitsänderung beschreibt, siehe auch Gleichung 3.5. Die Festigkeit unter Berücksichtigung des Temperatureffekts, $S(T)$, bestimmt sich entsprechend nach

$$S(T) = S(T_R) f_{temp}. \quad (4.62)$$

Die Bildung einfacher Geradengleichungen für die Festigkeit in Abhängigkeit der Temperatur liefert die benötigten Faktoren. Für eine Temperatur $T < T_R$ berechnet sich der Faktor nach

$$f_{temp}(T) = \frac{1 - f_{temp}(T_1)}{T_R - T_1} (T - T_1) + f_{temp}(T_1). \quad (4.63)$$

Für eine Temperatur $T > T_R$ berechnet sich der Faktor nach

$$f_{temp}(T) = \frac{f_{temp}(T_2) - 1}{T_2 - T_R} (T - T_R) + 1. \quad (4.64)$$

Bei der Kompression von Fichtenholz werden bis zum Ende des charakteristischen Plateaubereiches Faserbündel geknickt (Belastung parallel zur Faser) bzw. Zellwandquerschnitte deformiert (Belastung senkrecht zur Faser). Ausschlaggebend für die globale Materialfestigkeit sind dabei neben den Eigenschaften des Zellwandmaterials auch die geometrischen Verhältnisse der Mikrostruktur des Materials. Bei der Kompression im Verfestigungsbereich jedoch spielt die Mikrostruktur nur noch eine vernachlässigbare Rolle, da alle Hohlräume bereits geschlossen sind und nur noch Zellwandmaterial komprimiert wird. Daher kann Holz im Verfestigungsbereich anders auf Temperaturänderungen reagieren als im Plateaubereich. Zur Berücksichtigung dieses Effektes soll der Temperaturfaktor als Funktion der volumetrischen Dehnung hinterlegt werden,

$$f_{temp} = f(T, \varepsilon_v). \quad (4.65)$$

4.5.2 Implementierung des Materialmodells tiM

Im Folgenden wird die Implementierung des Materialmodells tiM in FORTRAN (Kompilierung mit INTEL FORTRAN COMPILER [Mic10]) zur Anwendung im FE-Code LS-DYNA [LST09a] über die *usermat*-Schnittstelle beschrieben. Details zur *usermat*-Schnittstelle finden sich unter anderem bei ERHART [Erh10a, Erh10b].

Die angewandte Methode zur Implementierung des Materialmodells, die an TABIEI [Tab11] angelehnt ist, zeigt Abbildung 4.17. Im ersten Schritt soll das linear-elastische Verhalten für den transversal isotropen Fall implementiert werden. Anschließend soll eine einfache Fließbedingung (*box-like*) hinzugefügt werden. Eine ebenfalls einfache (assozierte) Fließregel soll ergänzt werden, so dass die iterative Spannungsrückführung implementiert werden kann. Anhand einfacher Beispiele sollen Ver- und Entfestigung, Temperatur- und Dehnratenabhängigkeit implementiert und geprüft werden. So steht schließlich ein einfaches Grundmodell zur Verfügung, dass auf den spezifischen Anwendungsfall „Fichtenholz“ erweitert werden kann. Im vorliegenden Fall müssen die Fließbedingung und Fließregel nach Abschnitt 4.5.1 erweitert werden; außerdem müssen andere Vereinfachungen des Modells, wie z. B. skalare Eingangsdaten, angepasst und erweitert werden. Wie in Abbildung 4.17 veranschaulicht, wird nach jedem der Schritte und abschließend für das Gesamtmodell durch Ein-Elemente-Simulationen geprüft, ob das gewünschte Verhalten numerisch korrekt implementiert wurde.

Die Implementierungsmethode aus Abbildung 4.17 wurde auf das in Abschnitt 4.5.1 entwickelte Materialmodell tiM angewendet. Tabelle 4.3 beschreibt schrittweise die Struktur des finalen implementierten Materialmodells tiM. Eine ausführliche Darstellung ist in Anhang A.10 gegeben. Zu Beginn der Routine liegen die Dehnungsinkremente vor. Die Routine berechnet daraus die CAUCHYSchen Spannungsinkremente und gibt diese in Schritt 20 an LS-DYNA zurück.

Folgende Annahmen und Überlegungen wurden bei der Implementierung des Materialmodells getroffen:

- Bei mehrflächigen Fließbedingungen ist nach SIMO, KENNEDY & GOVINDJEE [SKG88] ein iteratives Vorgehen zur Bestimmung der aktiven Fließfläche erforderlich, was numerisch aufwändig ist. WILL [Wil99] hingegen verweist auf den bei expliziten Lösern kleinen Zeitschritt, durch den der Trialspannungszustand bei plastischer Verformung nicht weit von einer Fließfläche entfernt liegen kann. Damit kann in guter Näherung die durch den Trialspannungszustand aktivierte Fließbedingung auch als die final aktive angesehen werden. Diese numerisch effiziente Strategie wurde auch im Materialmodell tiM angewendet.
- Werden mehrere Fließflächen durch den Trialspannungszustand überschritten, erfolgt die Bestimmung der aktiven Fließfläche oft durch geometrische Betrachtungen (siehe

Tabelle 4.3: Programmstruktur des Materialmodells tiM

1	Variablendeklaration		
2	Abrufen benötigter interner LS-DYNA Variablen		
3	Überprüfung des Elementtyps		
4	Abrufen und Umbenennen der Eingangsdaten des Anwenders (aus dem k-File)		
5	Setzen modellinterner Variablen (z.B. maximale Anzahl der Iterationen des NEWTON-RAPHSON-Algorithmus)		
6	Berechnung der linear-elastischen Steifigkeitsmatrix		
7	Berechnung von Dehnungsmaßen und Dehnraten - volumetrische Dehnung - volumetrische Dehnrate - deviatorische Dehnung - Dehnung parallel zur Faser - Dehnung senkrecht zur Faser		
8	Berechnung der Trial-JAUMANN-Rate der KIRCHHOFF-Spannung		
9	Berechnung der absoluten Trial-CAUCHY-Spannung		
10	Berechnung der aktuellen Festigkeitswerte - Auslesen der Festigkeitswerte aus den Fließkurven - Auslesen des Dehnenfaktors - Auslesen des Temperaturfaktors - Berechnung der skalierten aktuellen Festigkeitswerte		
11	Berechnung der 15 Festigkeitsvektoren zur Beschreibung der Fließflächen		
12	Auslesen der plastischen Querkontraktionszahlen		
13	Aufstellen der Fließkriterien; Überprüfen der Aktivität der Fließkriterien; bei Aktivität Aufstellen des zugehörigen Fließvektors		
14	Wenn kein Fließkriterium aktiv: Trial-Spannung beibehalten	15	Wenn ein/mehrere Fließkriterien aktiv: relevantes Fließkriterium suchen
		16	Richtung der Rückprojektion berechnen
		17	NEWTON-RAPHSON-Verfahren zur Rückprojektion auf die Fließfläche ausführen
		18	Update der Trial-Spannungen
19	Update der History-Variablen		
20	Return der Spannungen an LS-DYNA		

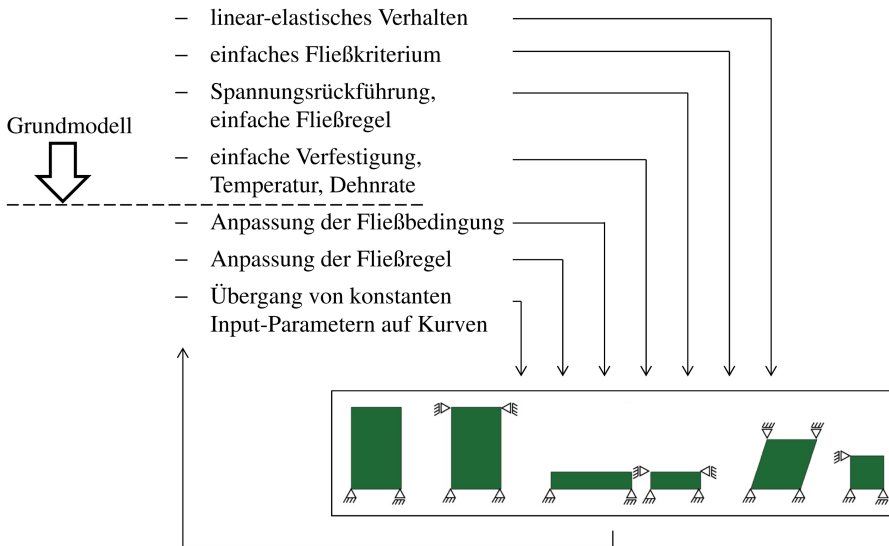


Abbildung 4.17: Methode zur Implementierung des Materialmodells tiM für Fichtenholz

z. B. SIMO, KENNEDY & GOVINDJEE [SKG88]). WILL [Wil99] zeigt für explizite Verfahren, dass es hinreichend genau ist, die Fließfläche als aktiv anzusehen, die betragsmäßig am weitesten überschritten wurde. Auch dieses numerisch effiziente Vorgehen wurde im Materialmodell angewendet.

- Die Funktionsfähigkeit des implementierten Newton-Raphson-Verfahrens zur iterativen Spannungsrückführung wurde anhand eines einfachen Beispiels überprüft (Suchen der Nullstelle eines Polynoms). Für die Spannungsrückführung im Materialmodell erwies sich ein Toleranzwert für die Spannung von $1 \cdot 10^{-5}$ MPa als zweckmäßig. Einige wenige Iterationen (bei den betrachteten Fällen weniger als zehn) reichten bis zum Erreichen der Toleranzschwelle aus. Ein weiteres Verringern des Toleranzwertes spiegelte sich nur in einer höheren Rechenzeit, nicht aber in der Ergebnisgenauigkeit wieder. Es ist denkbar, dass bei der Nachrechnung z. B. abweichender Lastfälle der Toleranzwert dennoch weiter verringert werden muss.
- Die Genauigkeit der Spannungsintegration kann über den Wert „OSU“ der LS-DYNA-Karte „*CONTROL_ACCURACY“ gewählt werden, siehe auch HUSBAND [Hus07]. Dabei kann eine vereinfachte Integration für explizite Löser gewählt werden, siehe z. B. NETO, PERIC & OWENS [NPO08], oder die Integration nach HUGHES & WINGET [HW80]. Da beim Anwendungsfall Stoßdämpfer für gewöhnlich keine rotierenden Bauteile vorkommen, wird die vereinfachte Integration als ausreichend angesehen.

4.5.3 Funktionsprüfung des Materialmodells tiM

Das Materialmodell tiM soll mittels Ein-Elemente-Simulationen auf seine numerische Funktionsfähigkeit hin untersucht werden, wie in Abschnitt 4.3.3 für das modifizierte MAT_075 bereits diskutiert. Dazu wird das FE-Modell aus Abschnitt 4.3 herangezogen und den Elementen wird das neu erstellte Materialmodell zugewiesen. Die Eingangsdaten des Materialmodells werden einfach gewählt: Die einachsige Druckfließkurve parallel zur Faser entfestigt

linear, während sie senkrecht zur Faser linear leicht verfestigt. Die mehrachsigen Fließkurven parallel und senkrecht zur Faser verfestigen linear. Die Druckfließkurven werden mit positivem Vorzeichen eingegeben und erst innerhalb des Materialmodells auf negative Spannungen umgerechnet. Die plastischen Querkontraktionszahlen und die Skalierungsfaktoren zur Temperaturberücksichtigung werden zur Vereinfachung konstant gehalten. Die Fließkurven und anderen Eingangsdaten zur Funktionsprüfung sind in Anhang A.11 aufgeführt.

In Anhang A.11 werden auch die Simulationsergebnisse der deformierten Elemente hinsichtlich ihrer Plausibilität diskutiert. Die grundsätzliche Funktionsfähigkeit des neu erstellten Materialmodells zeigt sich: Das Materialmodell gibt bei Funktionsprüfung plausible Ergebnisse in Form von Spannungs-Dehnungs-Verläufen und plastischer Verformung aus. Insbesondere der zur Stoßdämpferberechnung relevante Bereich der ein- und mehrachsigen Druckbeanspruchung wird korrekt wiedergegeben. Die geforderten Einflüsse von Faser-Last-Orientierung, Temperatur, Dehnrate und seitlicher Dehnungsbehinderung bzw. mehrachsigem Spannungszustand werden vom Materialmodell berücksichtigt.

4.5.4 Ableitung von Eingangsdaten für das Materialmodell tiM

Die für das neu entwickelte Materialmodell tiM erforderlichen Parameter bestehen aus elastischen Kennwerten, Kennwerten der plastischen Ausdehnung (plastische Querkontraktionszahlen), Festigkeitswerten bzw. Fließkurven sowie Dehnraten- und Temperaturfaktoren zur Skalierung der Festigkeiten. Eine vollständige Auflistung der erforderlichen Eingangsdaten findet sich in Anhang A.12. Insgesamt werden 28 Parameter bzw. Kurven benötigt. Würde das Material isotrop parametrisiert, wären 15 Parameter nötig. Würde außerdem die Mehrachsichtigkeit nicht berücksichtigt (*box-like*-Fließkriterium auch im Druckspannungsbereich), würde sich die Anzahl weiter auf 13 Parameter reduzieren. Ohne Berücksichtigung von Dehnraten- und Temperatureinfluss wären schließlich nur noch 7 Parameter erforderlich.

Im Folgenden wird der vollständige Parametersatz für Fichtenholz als transversal isotropes Material abgeleitet, wobei die Mehrachsichtigkeit des Spannungszustands sowie die Effekte von Temperatur und Dehnrate berücksichtigt werden. Dabei werden wieder die Annahmen getroffen, die bereits in Abschnitt 4.3.4 bei der Ableitung von Eingangsdaten für das modifizierte MAT_075 eingeführt wurden.

Elastische Materialparameter

Die elastischen Kennwerte sind zwar für die Parametrisierung des Materialmodells erforderlich, aber nicht maßgeblich für die Simulationsergebnisse (elastische Deformation klein gegenüber der plastischen). Aus diesem Grund werden die elastischen Kennwerte nur näherungsweise an die in Kapitel 3 erzielten Ergebnisse bzw. Literaturkennwerte (NIEMZ & CADUFF [NC07]) angelehnt. Die verwendeten Kennwerte sind in Tabelle 4.4 aufgeführt^{4.16}. Sie erfüllen die Forderung von LEMPRIER [Lem68] nach energetischer Konsistenz $|\nu_{ij}| < \sqrt{E_j/E_i}$.

Plastische Querkontraktionszahlen

Die plastischen Querkontraktionszahlen werden so bestimmt, dass sie näherungsweise das Ausdehnungsverhalten der Proben wiedergeben, wobei lokale Effekte wie das Knicken von Faserbündeln verschmiert werden. Dafür wurde die laterale Probenausdehnung durch eine fotografische Auswertung der Druckversuche ohne Querdehnungsbehinderung abgeschätzt

^{4.16}Für die energetisch korrekte Nachbildung von Entlastungsvorgängen muss der Elastizitätsmodul mindestens so groß sein wie der tangentielle Anstieg der Fließkurve im Verfestigungsbereich. Da dafür variable Elastizitätsmodule erforderlich wären und der Entlastungsvorgang in dieser Arbeit nicht im Fokus steht, wird diese Bedingung, wie schon beim modifizierten MAT_075, vorerst vernachlässigt.

Tabelle 4.4: Elastomechanische Eingangsdaten für das Materialmodell tiM

Parameter	Wert
Elastizitätsmodul parallel zur Faser	2400 MPa
Elastizitätsmodul senkrecht zur Faser	200 MPa
Schubmodul Ebene PS	700 MPa
Querkontraktionszahl parallel-senkrecht	0,01
Querkontraktionszahl senkrecht-senkrecht	0,37

und daraus ein vereinfachter zweiteilig-linearer Verlauf der plastischen Querkontraktionszahlen als Funktion der Druckdehnung generiert. Die so bestimmten plastischen Querkontraktionszahlen zeigt Abbildung 4.18. Das in Kapitel 3 beobachtete Ausdehnungsverhalten ist in den Kurven wiederzufinden: Die Querdehnung bei Last parallel zur Faser nimmt zunächst zu (bei beginnendem Ausknicken von Faserbündeln nach der Kinkbandbildung) und im Laufe der Deformation wieder ab (Faserbündel reorientiert). Bei Last senkrecht zur Faser (S1) nimmt die Ausdehnung in Richtung S2 mit steigender Deformation zu (seitliches „Wegdrücken“ von Zellen). In paralleler Richtung hingegen ist die Ausdehnung vernachlässigbar, weshalb $\nu_{pl,SP} \equiv 0$ gewählt wird.

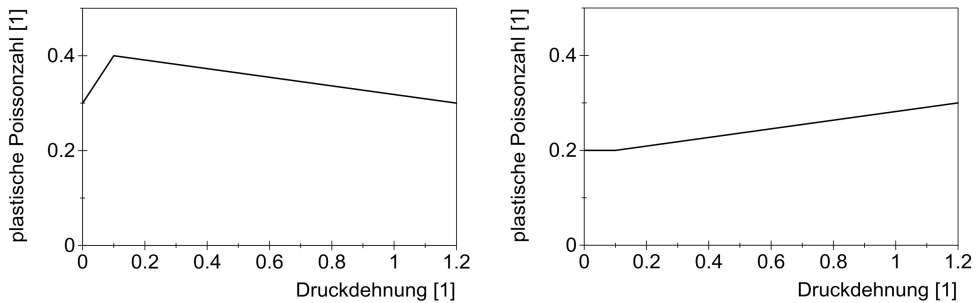


Abbildung 4.18: Plastische Querkontraktionszahlen für das Materialmodell tiM. Links: $\nu_{pl,PS}$ als Funktion von ε_P ; rechts: $\nu_{pl,S1S2}$ als Funktion von ε_S

Fließkurven und Festigkeiten

Die **einachsigen Druckfließkurven** sollen die CAUCHY-Spannung als Funktion der deviatorischen Vergleichsdehnung beschreiben. Dafür werden, wie bereits in Abschnitt 4.3.4, die mittlere Querschnittsfläche der Probe A_{rech} und die Vergleichsdehnung $\varepsilon_{d,rech}$ rechnerisch abgeschätzt, so dass die Druckfließkurven schließlich nach

$$S_{c,Pu} = \frac{F_{exp,Pu}}{A_{rech}} \quad \text{bzw.} \quad S_{c,Su} = \frac{F_{exp,Su}}{A_{rech}} \quad (4.66)$$

generiert werden können. Dabei sind $F_{exp,Pu}$ und $F_{exp,Su}$ die experimentell ermittelten und um den Einfluss der Reibung und Trägheit des Druckstempels korrigierten Druckkräfte parallel bzw. senkrecht zur Faser. Abbildung 4.19 und 4.20 (jeweils links) zeigen die so abgeleiteten einachsigen Fließkurven für die Richtungen parallel und senkrecht zur Faser. Die grundsätzlichen Charakteristika der experimentell ermittelten Kraft-Verformungs-Verläufe

finden sich auch in den Spannungs-Dehnungs-Verläufen wieder (starke Entfestigung parallel zur Faser, leichte Verfestigung senkrecht zur Faser).

Die **mehrachsig**en **Druckfließkurven** sollen die CAUCHY-Spannung als Funktion der volumetrischen Dehnung abbilden. Als Querschnittsfläche der Probe wird die Nominalfläche von $A_{Probe} = 10000 \text{ mm}^2$ angesetzt, die sich bei den Versuchen mit Querdehnungsbehinderung näherungsweise nicht ändert. Die zugehörige volumetrische Dehnung entspricht der Dehnung in Belastungsrichtung, da keine lateralen Dehnungskomponenten existieren. Die mehrachsigen Druckfließkurven in Belastungsrichtung können also nach

$$S_{c,Pm} = \frac{F_{exp,Pm}}{A_{Probe}} \text{ bzw. } S_{c,Sm} = \frac{F_{exp,Sm}}{A_{Probe}} \quad (4.67)$$

bestimmt werden, mit $F_{exp,Pm}$ und $F_{exp,Sm}$ als den experimentell ermittelten und um den Einfluss der Reibung und Trägheit des Druckstempels korrigierten Druckkräfte parallel bzw. senkrecht zur Faser. Die Fließkurven für die lateralen Spannungsanteile werden aus der experimentell aufgenommenen lateralen Kraft $F_{exp,Pmx}$ bzw. F_{exp,Sm_y} bestimmt, die auf die sich im Lauf der Deformation verringernde laterale Probenfläche $A_{lateral}$ bezogen wird,

$$S_{c,Pmx} = \frac{F_{exp,Pmx}}{A_{lateral}} \text{ bzw. } S_{c,Sm_y} = \frac{F_{exp,Sm_y}}{A_{lateral}}. \quad (4.68)$$

Die so generierten Fließkurven sind für die Lastrichtung parallel zur Faser in Abbildung 4.19 und senkrecht zur Faser in Abbildung 4.20 (jeweils rechts) dargestellt.

Zug- und Schubfestigkeiten werden aus der Literatur (NIEMZ [Nie93]) herangezogen und auf ganze Zahlenwerte gerundet, siehe Tabelle 4.5.

Tabelle 4.5: Eingangsdaten zur Simulation von Fichtenholz für das Materialmodell tiM, basierend auf NIEMZ [Nie93]

Parameter	Wert
einachsige Zugfestigkeit parallel zur Faser	$S_{t,Pu} = 90 \text{ MPa}$
einachsige Zugfestigkeit senkrecht zur Faser	$S_{t,Su} = 3 \text{ MPa}$
Schubfestigkeit in der Ebene parallel-senkrecht	$S_{s,PS} = 7 \text{ MPa}$
Schubfestigkeit in der Ebene senkrecht-senkrecht	$S_{s,SS} = 7 \text{ MPa}$
Rohdichte	$4 \cdot 10^{-7} \text{ kg/mm}^3$

Dehnraten- und Temperaturfaktoren

Die in Abschnitt 3.3.1 ermittelten logarithmischen Regressionskurven für die dynamischen Faktoren werden durch einen zweiteilig-linearen Verlauf angenähert. Damit stehen die in Abbildung 4.21 (links) gezeigten Kurven für die dynamischen Faktoren parallel und senkrecht zur Faser als Funktion der volumetrischen Dehnrate zur Verfügung.

Die Skalierungsfaktoren aufgrund der Materialtemperatur werden aus den quasistatischen Druckversuchen abgeleitet. Sie werden ebenfalls zweiteilig-linear, als Funktion der volumetrischen Dehnung, definiert und sind in Abbildung 4.21 (rechts) dargestellt.

4.6 Simulationsergebnisse und Diskussion des Materialmodells tiM

In diesem Abschnitt wird die Anwendung des entwickelten Materialmodells tiM in FE-Rechnungen gezeigt. Die in Kapitel 3 vorgestellten Druckversuche werden nachgerechnet

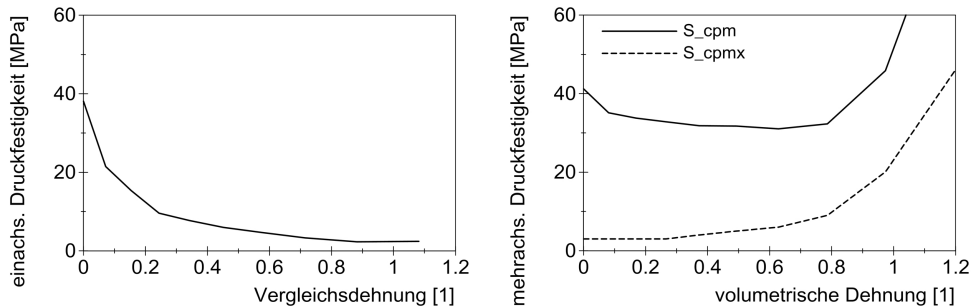


Abbildung 4.19: Einachsige (links) und mehrachsige (rechts) Fließkurven mit zehn Stützstellen für das Materialmodell tiM. Last parallel zur Faser

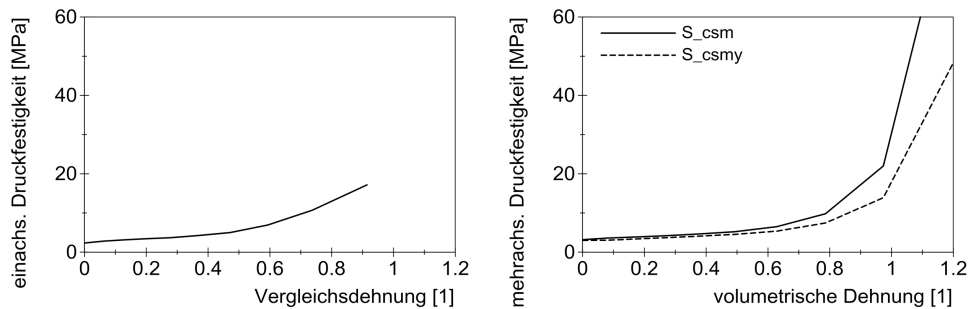


Abbildung 4.20: Einachsige (links) und mehrachsige (rechts) Fließkurven mit zehn Stützstellen für das Materialmodell tiM. Last senkrecht zur Faser

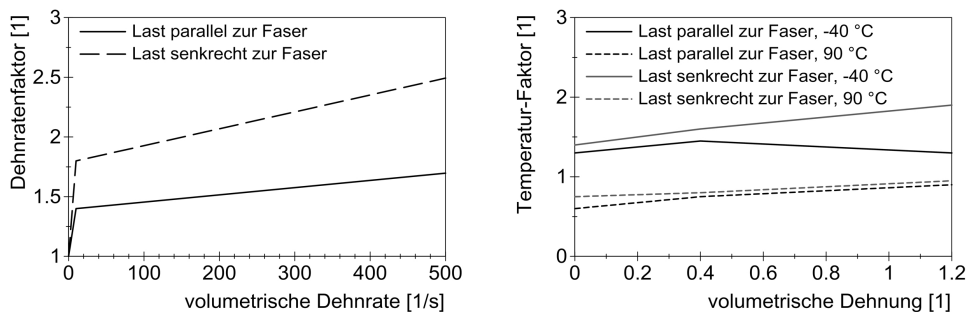


Abbildung 4.21: zweiteilig-lineare Verläufe der dynamischen Faktoren (links) und Temperatur-Faktoren (rechts) zur Skalierung der Fließkurven

und die Ergebnisse werden bewertet. Anschließend wird die Anwendungsfähigkeit des Materialmodells auf eine reale Belastungssituation geprüft. Dazu wird der Horizontalfall eines Testbehälters mit Holzstoßdämpfern aus 9,3 m Höhe auf ein unnachgiebiges Fundament berechnet und das Modellverhalten wird ausgewertet.

4.6.1 Nachrechnung von Druckversuchen an Fichtenholzproben

Es folgt die Beschreibung der Nachrechnung der Druckversuche an Fichtenholzproben unter Anwendung des Materialmodells tiM. Im Gegensatz zum Materialmodell mod. MAT_075 werden nun auch die Parameter Dehnrates, Temperatur und Last unter spitzen Faserwinkeln bzw. geschichtetes Holz diskutiert.

Beschreibung des Finite-Elemente-Modells

Das zur Nachrechnung verwendete FE-Modell entspricht grundsätzlich dem bereits vorgestellten Modell aus Abschnitt 4.4. Folgende Änderungen bzw. Erweiterungen werden am Modell vorgenommen:

- Die Geometrie der Holzprobe wird grundsätzlich wieder als Viertelmodell dargestellt. Für die Nachrechnung von Schichtholzproben und Proben mit spitzen Faser-Last-Winkeln werden wegen einer fehlenden Symmetrieebene Halbmodelle verwendet.
- Den Elementen der Holzprobe wird das Materialmodell tiM zugewiesen. Den Elementen der Holzprobe wird außerdem die zu untersuchende Temperatur zugewiesen. Die Temperatur wird als konstant über das Probenvolumen und über die Versuchszeit angenommen (siehe dazu auch die Annahmen in Abschnitt 4.2).
- Zur Nachrechnung der dynamischen Versuche am hydraulischen Stoßprüfstand (Wegregelung) wird der jeweilige experimentell ermittelte und arithmetisch gemittelte Geschwindigkeits-Zeit-Verlauf des Druckstempels im Modell aufgebracht.
- Bei der Nachrechnung der Versuche am Prüfstand für geführte Fallversuche werden die Fallmasse (MAT_001) und die Hartgummimatte (MAT_063^{4.17}) vereinfacht modelliert, siehe Anhang A.7, und direkt über dem Druckstempel platziert. Dadurch kann die Rechenzeit des Fallvorgangs, der aus einer reinen Starrkörperbewegung besteht, eingespart werden. Den Knoten der Fallmasse wird zum Zeitpunkt $t = 0$ die experimentell beobachtete Aufprallgeschwindigkeit aufgeprägt. Die Nachrechnung der Druckversuche am Prüfstand für geführte Fallversuche findet, wie auch im Experiment, „energiegeregt“ statt und die Bewegungen von Druckstempel und Fallmasse in können sich in der vertikalen Richtung frei einstellen.
- Bei dynamischer Belastung wird keine Skalierung der Rohdichte und der Belastungsgeschwindigkeit vorgenommen. Der explizite Löser arbeitet aufgrund der kurzen Stoßdauer effizient. Die Zeitschrittweite beträgt etwa $1,6 \cdot 10^{-7}$ s zu Beginn der Rechnung (von LS-DYNA bestimmt). Die Rechenzeit, am Beispiel Last parallel zur Faser und Dehnrates $30 \text{ }^1/\text{s}$, beträgt ca. 18 min.

Diskussion der Spannungs- und Dehnungsverteilung

Die Erläuterungen zum rechnerisch ermittelten Spannungs- und Dehnungszustand in der Probe aus Abschnitt 4.4 (modifiziertes MAT_075) können qualitativ auf die Nachrechnungen mit dem Materialmodell tiM übertragen werden: Die Annahmen der konstanten

^{4.17}Der Hartgummimatte wurde eine geringe Energieabsorptionsfähigkeit zugewiesen. Die verwendete Spannungs-Dehnungs-Kennlinie basiert auf quasistatischen Druckversuchen mit der Hartgummimatte.

Spannung über die Probenbreite bzw. über die Probenhöhe treffen in erster Näherung zu. Die Elemente der Probe erfahren ohne Querdehnungsbehinderung eine große deviatorische, mit Querdehnungsbehinderung eine große volumetrische Dehnung.

Ermittelte Druckkraft-Verschiebungs-Verläufe (Basiskurven)

Für Proben **ohne Querdehnungsbehinderung** sind die Druckkraft-Verschiebungs-Verläufe von Experiment und Simulation in Abbildung 4.22 dargestellt. Sowohl für Last parallel als auch für Last senkrecht zur Faser wird die generelle Charakteristik des Verlaufs vom Modell gut getroffen. Die in Tabelle 4.6 aufgeführten Kennwerte zeigen auch quantitativ eine gute Übereinstimmung. Aufgrund der hohen deviatorischen Dehnung wird die einachsige Fließkurve durchlaufen, was der Hypothese der entkoppelten Fließflächenevolution entspricht. Die aufgenommene Energie wird bei Last parallel zur Faser um 6,4 % überschätzt, senkrecht zur Faser um 2,9 % unterschätzt. Die Hourglass-Energie (Beispiel parallel zur Faser) ist mit < 1 % der Gesamtenergie vernachlässigbar. Der Anteil der durch Reibung dissipierten Energie beträgt ca. 2 % der Gesamtenergie.

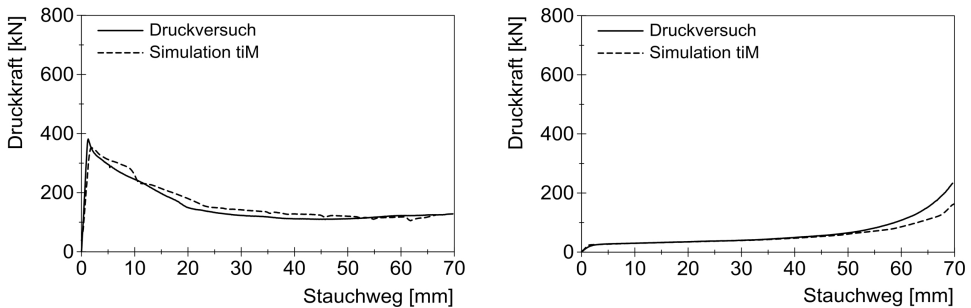


Abbildung 4.22: Mit dem Materialmodell tiM ermittelte Druckkraft-Verschiebungs-Verläufe ohne QDB im Vergleich zu den Experimenten. Parallel (links) und senkrecht zur Faser (rechts), initiale Dehnrates $0,0002\ 1/s$, Raumtemperatur

Bei Last **parallel zur Faser und Querdehnungsbehinderung**, Abbildung 4.23, wird die experimentell ermittelte Druckkraft-Verschiebungs-Charakteristik gut abgebildet. Die mehrachsige Fließkurve wird aufgrund des volumetrischen Verformungsanteils in Kombination mit lateralen Druckspannungen im Sinn der Hypothese der entkoppelten Fließflächenevolution durchlaufen. Die Kennwerte finden sich in Tabelle 4.6: Die Bruchkraft wird vom Materialmodell unterschätzt, da die Mehrachsichtigkeit durch elastische Querdehnung nicht ausreicht, um das Festigkeitsniveau deutlich anzuheben. Mit Beginn der plastischen Deformation steigt das Festigkeitsniveau jedoch aufgrund der nun hohen plastischen Querkontraktionszahl, die zu einem mehrachsigem Spannungszustand in der Probe führt. Die Kraft im Plateaubereich wird gut getroffen und auch die aufgenommene Energie wird um nur 0,4 % unterschätzt. Die Hourglass-Energie ist vernachlässigbar. Die durch Reibung dissipierte Energie hat einen Anteil von ca. 5 % an der Gesamtenergie (im Druckversuch ca. 7 %, siehe Abschnitt 3.3.3). Ein Lokalisierungseffekt im Plateaubereich ist vorhanden. Er ist, wie bereits in Abschnitt 4.4 diskutiert, auf die entfestigenden Fließkurven zurückzuführen und soll in dieser Arbeit nicht weiter untersucht werden. Die lateral wirkenden Kräfte steigen mit Beginn der plastischen Verformung stärker an als im Druckversuch. Das wird auf die verhältnismäßig gleichmäßige laterale Ausdehnung über die Probenhöhe in der Simulation zurückgeführt, während beim realen Druckversuch nur lokal durch die Kinkbänder

Tabelle 4.6: Bruchkraft, Kraft bei 50 % Solldeformation und aufgenommene Energie der Nachrechnungen mit dem Materialmodell tiM (in Klammern: experimentell ermittelter Wert)

Konfiguration				F_c [kN]	$F_{z,50\%}$ [kN]	E_a [kJ]
parallel	frei	20 °C	0,0002 1/s	351,3 (383,7)	134,1 (118,0)	11,0 (10,3)
senkrecht	frei	20 °C	0,0002 1/s	24,7 (22,4)	44,2 (43,8)	3,5 (3,6)
parallel	QDB	20 °C	0,0002 1/s	355,9 (434,7)	364,8 (339,2)	24,1 (24,2)
senkrecht	QDB	20 °C	0,0002 1/s	30,3 (41,2)	54,1 (58,8)	5,7 (5,7)
parallel	QDB	20 °C	2 1/s	377,6 (605,8)	412,7 (436,1)	29,0 (30,1)
parallel	QDB	20 °C	133 1/s	478,4 (934,6)	534,2 (534,8)	36,2 (38,3)
senkrecht	QDB	20 °C	2 1/s	33,5 (56,1)	68,3 (84,6)	7,6 (8,1)
senkrecht	QDB	20 °C	133 1/s	57,0 (154,0)	112,3 (145,0)	11,3 (14,5)
parallel	QDB	-40 °C	0,005 1/s	457,2 (489,1)	488,0 (529,7)	33,4 (33,6)
parallel	QDB	90 °C	0,005 1/s	216,8 (279,7)	243,3 (277,7)	17,6 (18,0)
senkrecht	QDB	-40 °C	0,005 1/s	42,1 (58,9)	94,4 (113,1)	10,3 (9,3)
senkrecht	QDB	90 °C	0,005 1/s	23,1 (34,6)	43,0 (56,8)	5,1 (4,6)
geschichtet	QDB	20 °C	0,0002 1/s	201,3 (195,1)	227,6 (197,6)	16,5 (15,0)

eine laterale Ausdehnung entsteht. Die Charakteristik der lateralen Kräfte wird vom Modell getroffen, allerdings werden die Kräfte überschätzt. Eine weitere Optimierung der Eingangsdaten, insbesondere der plastischen Querkontraktionszahlen, sollte eine bessere Darstellung der lateralen Kräfte ermöglichen.

Senkrecht zur Faser bei Querdehnungsbehinderung wird der Kraft-Verschiebungsverlauf vom Modell gut wiedergegeben, siehe Abbildung 4.24. Auch hier wird die Hypothese der entkoppelten Fließflächenevolution bestätigt, da aufgrund der volumetrischen Dehnung die mehrachsige Fließkurve durchlaufen wird. Die Bruchkraft wird etwas unterschätzt (Tabelle 4.6), die Kraft im Plateaubereich und die aufgenommene Energie werden sehr gut getroffen. Die Hourglass-Energie ist vernachlässigbar und die durch Reibung dissipierte Energie beträgt ca. 8 % (im Druckversuch abgeschätzter Wert ca. 12 %). Die lateral wirkende Kraft in x-Richtung beruht im Modell allein auf der elastischen Ausdehnung der Probe in dieser Richtung, da keine plastische Ausdehnung vorgesehen wurde ($\nu_{pl,SP} \equiv 0$). Entsprechend ist diese Kraft erst mit Beginn der Verfestigung zu erkennen. Die laterale Kraft in y-Richtung wird im elastischen Bereich etwas unterschätzt, was durch eine Erhöhung der elastischen Querkontraktionszahl verhindert werden könnte. Im weiteren Verlauf resultiert die Kraft in y-Richtung im Modell aus der plastischen Querkontraktionszahl $\nu_{pl,S1S2}$. Bis auf eine leichte Überschätzung der experimentellen Kraft im Bereich der Verfestigung wird sie vom Modell gut wiedergegeben.

Einflussfaktoren auf die Druckkraft-Verschiebungs-Verläufe

Für **erhöhte Dehnrate** (2 1/s und 133 1/s) sind die Ergebnisse der Nachrechnungen der Druckversuche in Abbildung 4.25 gezeigt. Grundsätzlich werden in der Nachrechnung Kraftniveaus erzielt, die nahe an den experimentellen Daten liegen. Die Bruchkraft, siehe auch Tabelle 4.6, wird jedoch in jedem Fall unterschätzt. Das ist darauf zurückzuführen, dass

4 Modellierung von Fichtenholz unter dynamischer Druckbelastung

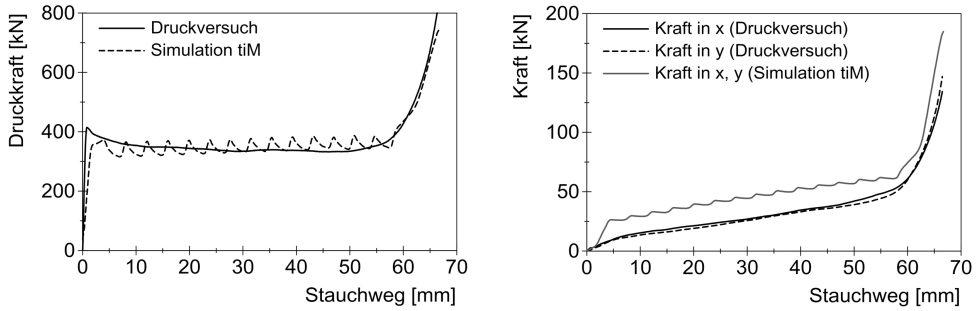


Abbildung 4.23: Mit dem Materialmodell tiM ermittelte Druckkraft-Verschiebungs-Verläufe für Orientierung parallel zur Faser bei QDB im Vergleich zu den Experimenten. Druckkraft (links) und laterale Kräfte (rechts), initiale Dehnrates $0,0002 \text{ 1/s}$, Raumtemperatur

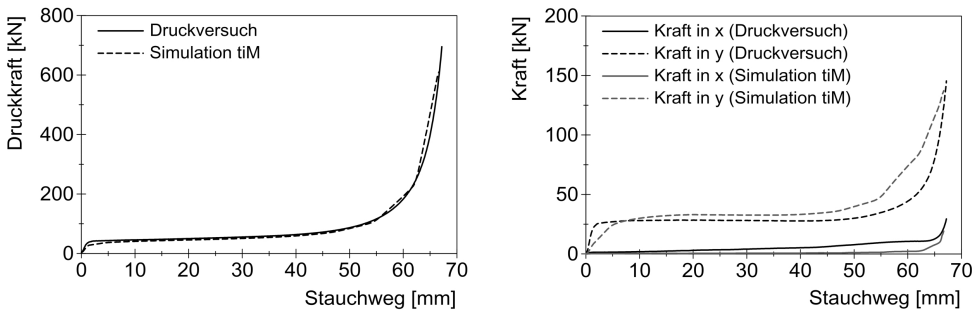


Abbildung 4.24: Mit dem Materialmodell tiM ermittelte Druckkraft-Verschiebungs-Verläufe für Orientierung senkrecht zur Faser bei QDB im Vergleich zu den Experimenten. Druckkraft (links) und laterale Kräfte (rechts), initiale Dehnrates $0,0002 \text{ 1/s}$, Raumtemperatur

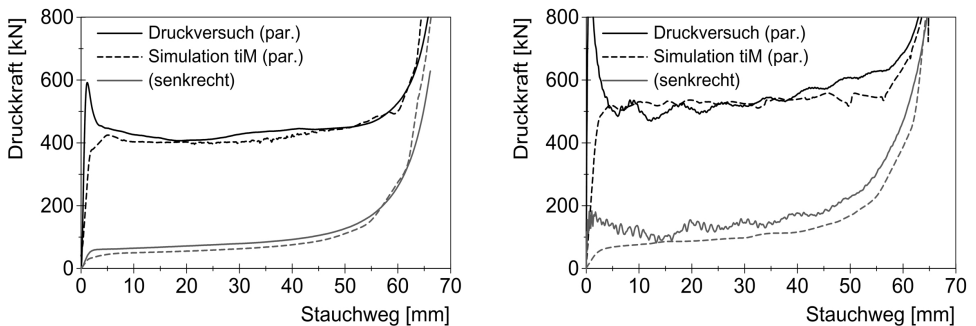


Abbildung 4.25: Mit dem Materialmodell tiM ermittelte Druckkraft-Verschiebungs-Verläufe im Vergleich zu den Experimenten bei erhöhten initialen Dehnrates. 2 1/s (links) und 133 1/s (rechts), QDB, Raumtemperatur

der dynamische Faktor anhand des Verhaltens im Plateaubereich parametrisiert wurde, die Bruchkraft sich jedoch deutlich stärker erhöht als der Plateaubereich. Eine Abhängigkeit des dynamischen Faktors vom Dehnungszustand könnte dem entgegenwirken. Daneben werden im FE-Modell des Druckversuchs die vertikalen Geometrien des Prüfaufbaus nicht korrekt abgebildet. Vertikale Stoßwellen, die zu einer Überhöhung der Druckkraft führen, können also im Modell nicht korrekt wiedergegeben werden. Das ist auch an den weniger ausgeprägten Schwingungen der nachgerechneten Kraftkurve bei $133\ 1/s$ zu erkennen. Eine Detaillierung des FE-Modells im Bezug auf die Abbildung der Prüfeinrichtung kann diesen Fehler verringern. Die Kraft im Plateaubereich wird parallel zur Faser gut getroffen und senkrecht zur Faser geringfügig unterschätzt, was durch Anpassung des dynamischen Faktors ausgeglichen werden könnte. Die aufgenommene Energie wird vom Modell, am Beispiel der Belastung parallel zur Faser, bei der Dehnrate $2\ 1/s$ um 3,8% und bei $133\ 1/s$ um 5,8% unterschätzt.

Für **verringerte und erhöhte Temperatur** sind die Druckkraft-Verschiebungs-Verläufe der Nachrechnungen in Abbildung 4.26 dargestellt. Die Charakteristiken der experimentell ermittelten Kurven können mit dem Materialmodell grundsätzlich wiedergegeben werden. Die leichten Anstiege bzw. Abfälle im Plateaubereich, die auf der Abkühlung bzw. Erwärmung der Proben während des Versuchs basieren, können nicht dargestellt werden. Diese Effekte können nur indirekt über eine entsprechende Gestaltung der Temperaturfaktoren oder durch eine thermomechanisch-gekoppelte Rechnung berücksichtigt werden. Die Kennwerte, Tabelle 4.6, werden vom Modell geringfügig unterschätzt. Eine Anpassung der Temperaturfaktoren könnte das zum Teil ausgleichen. Die aufgenommene Energie wird, am Beispiel parallel zur Faser, bei abgekühlten Proben um 0,6% und bei aufgeheizten Proben um 2,3% unterschätzt.

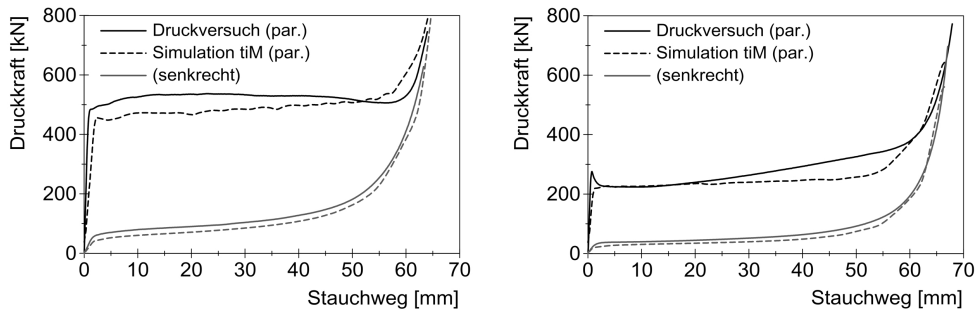


Abbildung 4.26: Mit dem Materialmodell tiM ermittelte Druckkraft-Verschiebungs-Verläufe bei Variation der Temperatur im Vergleich zu den Experimenten. $-40\ ^\circ\text{C}$ (links) und $90\ ^\circ\text{C}$ (rechts), QDB, $0,005\ 1/s$

In Abbildung 4.27 (links) sind die Druckkraft-Verformungsverläufe unter **Last bei spitzen Winkeln** (am Beispiel 30° und 60° zur Faser) dargestellt. In der Simulation wird die Druckkraft grundsätzlich stark überschätzt. Das ist darauf zurückzuführen, dass bei der Entwicklung der Fließfläche keine Abhängigkeit der Druckfestigkeiten von Schubbeanspruchungen vorgesehen wurde. Eine Druckbelastung unter spitzen Winkeln führt zu Schubbeanspruchungen im Material, die zu einer Erhöhung der Druckkraft beitragen (siehe z. B. auch HIRTH, DU BOIS & WEIMAR [HBW02]). Eine Adaption der Fließfläche im Druck-Schub-Bereich könnte diesen Effekt korrigieren, soll jedoch nicht mehr Bestandteil dieser Arbeit sein. Die aufgenommene Energie wird im Modell entsprechend überschätzt (um 73,5% bzw. 74,0%).

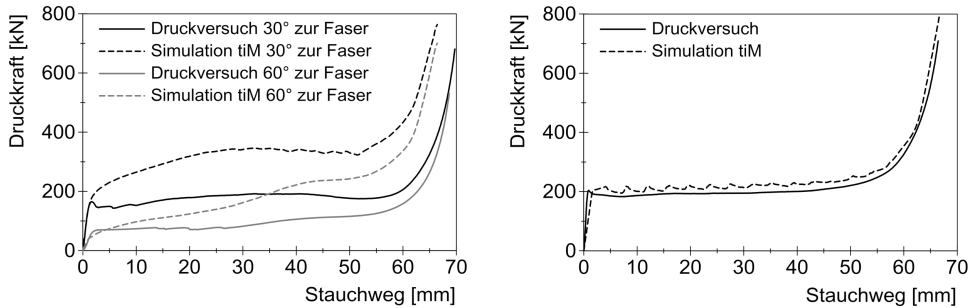


Abbildung 4.27: Mit dem Materialmodell tiM ermittelte Druckkraft-Verschiebungs-Verläufe für spitze Winkel (links) und Schichtholzproben (rechts) bei QDB im Vergleich zu den Experimenten. Initiale Dehnrates $0,0002 \text{ 1/s}$, Raumtemperatur

Die Ergebnisse der Nachrechnung einer **Schichtholzprobe** sind in Abbildung 4.27 aufgezeigt. Die Charakteristik des Druckkraftverlaufs wird vom Modell gut wiedergegeben. Die Kennwerte stimmen gut mit denen des Druckversuchs überein, siehe Tabelle 4.6, die Kraft im Plateaubereich wird geringfügig überschätzt. Die aufgenommene Energie wird in der Nachrechnung um 9,1 % überschätzt.

Schlussfolgerungen

Das erstellte Materialmodell tiM kann die grundsätzlichen Charakteristika des Materials Fichtenholz unter Druckbelastung gut wiedergeben. Da die verwendeten Eingangsdaten auf bestimmten Annahmen beruhen (siehe Abschnitt 4.2) und zudem in erster Näherung abgeleitet und nicht weiter optimiert wurden, sind beim detaillierten Vergleich der experimentellen und rechnerischen Druckkraft-Verschiebungs-Verläufe zum Teil noch Abweichungen vorhanden. Mit den in Abschnitt 4.5 generierten Eingangsdaten ist jedoch bereits jetzt in den meisten Fällen eine angemessene Nachbildung des charakteristischen Verhaltens möglich. Folgende Schlussfolgerungen können aus den Rechenergebnissen gezogen werden:

- Auch beim transversal isotropen Modell mit mehrflächiger Fließbedingung (tiM) hat sich die Verwendung der deviatorischen Vergleichsdehnung für die einachsigen und der volumetrischen Dehnung für die mehrachsigen Fließkurven nach der Hypothese der entkoppelten Fließflächenevolution bewährt: Eine Darstellung des jeweils charakteristischen Materialverhaltens ohne und mit Querdehnungsbehinderung ist möglich.
- Der transversal isotrope Modellierungsansatz kann das stark unterschiedliche Materialverhalten von Fichtenholz in paralleler und senkrechter Richtung gut abbilden. Bei der Berechnung spitzer Winkel überschätzt das Materialmodell die experimentell ermittelten Festigkeiten, wodurch die Anwendungsmöglichkeiten des Modells eingeschränkt werden. Das kann zukünftig durch eine Berücksichtigung der Schubspannungskomponenten bei den Druckfließflächen vermieden werden. Das im Stoßdämpfer häufig eingesetzte Schichtholz kann gut abgebildet werden.
- Bei Last parallel zur Faser tritt im FE-Modell der Holzprobe ein Lokalisierungseffekt auf, bei dem sich über den Probenquerschnitt Dehnungsbänder bilden. Dieser Effekt führt zu einer unerwünschten Netzabhängigkeit des Ergebnisses. Zukünftig sollte dieser Effekt, vor allem im Hinblick auf seinen Einfluss in der Stoßdämpfersimulation, näher

untersucht werden. Gegebenenfalls muss eine Regularisierungsstrategie eingebunden werden, die der Lokalisierung entgegenwirkt.

- Eine Optimierung der Eingangsdaten ist im Hinblick auf die dynamischen Faktoren empfehlenswert: Der Plateaubereich bei erhöhten Dehnraten wurde meist gut getroffen, die anfängliche Überhöhung der Druckkraft jedoch nicht. Diese kann aber unter Umständen die größte Last bei einem Aufprallvorgang darstellen. Bei der Anwendung des Materialmodells auf andere Bauteilgeometrien kann zudem ein größerer Fehler aufgrund der thermischen Entfestigung bei hohen Dehnraten entstehen, der abgeschätzt und bewertet werden muss.
- Das Materialverhalten bei erhöhter bzw. verringerter Proben temperatur wird vom Materialmodell tiM gut wiedergegeben. Die vorhandenen Abweichungen können sich jedoch auch hier bei der Übertragung auf andere Bauteilgeometrien erhöhen und müssen jeweils bewertet werden.
- Die Untersuchung des Reibkoeffizienten zwischen Probe und Druckstempel bzw. Auflage zeigt, dass im FE-Modell schon bei geringer Änderung des Reibkoeffizienten Mehrachsigkeiten entstehen, die das Festigkeitsniveau anheben. Zeigt sich bei der Nachrechnung von z. B. blechgekapselten Holzproben, dass das erstellte Materialmodell tiM die Festigkeiten bei mittleren Mehrachsigkeiten überschätzt, sollte die lineare Interpolation der Fließfläche überdacht werden. Dazu sind allerdings weitere experimentelle Daten zum Festigkeitsniveau von Fichtenholz bei mittleren Graden der Mehrachsigkeit erforderlich.
- Bei der Nachrechnung der Druckversuche verhält sich das Materialmodell tiM grundsätzlich numerisch stabil. Der implementierte NEWTON-RAPHSON-Algorithmus zur Spannungsrückführung kommt meist mit wenigen (< 10) Iterationen aus. Bei stark verzerrten Elementen konvergiert der Algorithmus in manchen Fällen nicht. Ein Elementfehlerkriterium bei Überschreiten einer definierten deviatorischen Dehnung könnte sich als sinnvoll erweisen, soll aber nicht im Zuge dieser Arbeit untersucht werden.
- Der verwendete Ansatz „ideal-plastisches Modell mit einer Fließfläche abhängig vom Gesamtdehnungszustand“ erwies sich bei der Nachrechnung der Druckversuche als hinreichend genau. In zukünftigen Arbeiten sollte dennoch geprüft werden, wie sich eine iterative Bestimmung der Festigkeitswerte in einem Zeitschritt auf die Genauigkeit und die numerische Effizienz auswirkt.
- Das Materialmodell tiM wurde als sogenannte skalare Subroutine implementiert^{4.18}. Die numerische Effizienz des Materialmodells kann erhöht werden, indem die Implementierung als vektorisierte Subroutine erfolgt (siehe UNOSSON & BUZAUD [UB00]): Die Komponenten des Dehnungsvektors werden dann jeweils als Vektoren an die Subroutine übermittelt, deren Spalten die Daten mehrerer Integrationspunkte enthalten. Innerhalb der Materialroutine können dann Zählschleifen erstellt werden, die einen oder mehrere Rechenschritte für alle enthaltenen Integrationspunkte ausführen. Schritte, die unabhängig vom Integrationspunkt sind, wie z. B. das Auslesen der Materialdaten aus dem Eingangsdeck, können außerhalb der Zählschleifen erfolgen und müssen damit nur einmal ausgeführt werden. Neben der Parallelisierung der Subroutine könnte die numerische Effizienz voraussichtlich erhöht werden, indem die Toleranzschwelle des implementierten NEWTON-RAPHSON-Algorithmus abhängig von den Festigkeitswerten

^{4.18}Für jeden Integrationspunkt werden dabei die Komponenten des Dehnungsvektors als Skalar an die Subroutine weitergegeben. Die Subroutine wird also für jeden Integrationspunkt initialisiert und ausgeführt.

im jeweiligen Zeitschritt hinterlegt wird. Eine Erhöhung der numerischen Effizienz soll jedoch nicht Bestandteil dieser Arbeit sein.

4.6.2 Beispielhafte Anwendung des Materialmodells tiM im Fallversuch

Die in dieser Arbeit relevante Anwendung des Materialmodells tiM ist die Berechnung von Fallversuchen mit Transportbehältern, die mit holzgefüllten Stoßdämpfern ausgestattet sind. So sollen schließlich Beanspruchungen der Behälterkomponenten ermittelt werden können. In diesem Abschnitt soll ein exemplarischer Fallversuch eines Testbehälters mit holzgefüllten Stoßdämpfern berechnet werden, um die generelle Anwendungsfähigkeit des Materialmodells einschätzen zu können. Als Bewertungsgrößen sollen, wie auch bei z. B. NEUMANN [Neu09], Verzögerungsverläufe und Stoßdämpferdeformation herangezogen werden. Außerdem sollen anhand der Ergebnisdaten Plausibilitätsbetrachtungen durchgeführt werden. Parameterstudien und eine Optimierung des FE-Behältermodells sollen an dieser Stelle nicht vorgenommen werden.

Ein geeigneter Fallversuch wurde am 8. September 2010 im Auftrag der Firma GNS auf dem Fallversuchsgelände der BAM durchgeführt. Eine Beschreibung der Fallversuchsanlage ist z. B. bei DROSTE ET AL. [DMM⁺11] und [BAM] gegeben. Ein Testbehälter der GNS wurde mit runden Stoßdämpfern versehen. Die Stoßdämpfer bestanden aus einer Stahlblechkonstruktion, die in Kapseln unterteilt war. Die Kapseln waren mit Brettern aus Fichtenholz gefüllt, die im relevanten Aufprallbereich abwechselnd parallel und senkrecht zur Last orientierte Fasern hatten^{4.19}. Bezüglich der Materialeigenschaften war die Holzfüllung vergleichbar mit dem in dieser Arbeit verwendeten Material, so dass die Parametrisierung des Materialmodells tiM als repräsentativ angesehen werden kann. Die Deckel sowie die Stoßdämpfer waren mit dem Behälterkörper verschraubt. Der Testbehälter entsprach bezüglich seiner Maße in etwa einem 1:2-Modell typischer Behälterbauarten für den Transport abgebrannter Brennelemente. Die ungefähren Abmaße und Massen des Testbehälters sowie der Stoßdämpfer sind in Tabelle 4.7 aufgeführt. Der Testbehälter wurde in horizontaler Orientierung aus einer Höhe von 9,3 m auf das unnachgiebige Fundament^{4.20} der Fallversuchsanlage fallen gelassen. Abbildung 4.28 (links) zeigt die Fallversuchsanlage, der Testbehälter ist im Bild bereits auf die Fallhöhe angehoben. Abbildung 4.28 (rechts) zeigt den Testbehälter nach dem Fallversuch. Zu erkennen sind ein Ausbeulen und eine Abplattung des Stoßdämpfers im Aufprallbereich. Der Verlauf von Verzögerungen sowie die Stoßdämpferverformung werden im Zuge des Rechnungs-Messungs-Vergleichs erläutert.

Tabelle 4.7: Ungefähre Abmaße und Massen des Testbehälters der GNS

Länge Behälterkörper	2900 mm		
Länge eines Stoßdämpfers	700 mm	Gesamtlänge	3600 mm
Durchmesser Behälterkörper	1200 mm		
Durchmesser Stoßdämpfer	1700 mm		
Masse Behälterkörper (inkl. Deckel)	11400 kg		
Masse Ersatzinhalt	4100 kg	Gesamtmasse	18400 kg
Masse beider Stoßdämpfer	2900 kg		

^{4.19}Da die Konstruktion dem Betriebsgeheimnis der GNS unterliegt, wird auf eine detaillierte Beschreibung verzichtet.

^{4.20}Das Fundament kann mit seiner Masse von fast 2600 t als unnachgiebig gegenüber Fallmassen von bis zu 200 t angesehen werden, siehe auch MÜLLER ET AL. [MQM⁺08]



Abbildung 4.28: Fallversuchsanlage der BAM mit unnachgiebigem Fundament nach IAEA und Testbehälter der GNS in 9,3m Fallhöhe vor dem Fallversuch (links), Testbehälter der GNS nach dem Fallversuch (rechts)

Beschreibung des Finite-Elemente-Modells

Das FE-Modell des Testbehälters ist in Abbildung 4.29 dargestellt. Es wird über APDL-Skripte [ANS09c] im ANSYS-Präprozessor [ANS09d] erstellt^{4.21}. Anschließend wird es in eine LS-DYNA-Eingangsdatei (*k-file*) exportiert. Das Modell hat folgenden Aufbau:

- Die **Geometrie** des Testbehälters wird als Halbmodell abgebildet, mit Symmetrie in der vertikalen Ebene parallel zur Behälterlängsachse. Aufgrund der nicht symmetrischen Konstruktion an der Boden- und Deckelseite des Testbehälters ist keine weitere Symmetrieannahme möglich. Die Komponenten des Testbehälters werden gemäß den Konstruktionszeichnungen abgebildet, Rundungen und Absätze werden meist vernachlässigt. Der Ersatzinhalt im Behälterschacht, der im Versuch aus Sand- und Eisengranulatsäcken bestand, wird vereinfacht als Kontinuum abgebildet. Die Holzlagen im Stoßdämpfer sowie die Blechkapselung werden detailliert modelliert, lediglich Schraubenbohrungen werden vernachlässigt.
- Die **Vernetzung** aller Bauteile, mit Ausnahme des Stoßdämpferblechs, erfolgt mit Hexaeder-Elementen mit reduzierter Integration, linearem Verschiebungsansatz und einer Hourglass-Kontrolle nach BELYTSCHKO & BINDEMAN [BB93]. Das Stoßdämpferblech wird mit 2D-Shell-Elementen mit vier Knoten vernetzt (Ansatz nach BELYTSCHKO, LIN & TSAY [BLS84]). Die Netzfeinheit wird in den Stoßdämpferbereichen mit hohen zu erwartenden Spannungsgradienten (Aufprallbereich) erhöht. Die weniger relevanten Stoßdämpferbereiche sowie die übrigen Bauteile (Behälterkörper, Deckel) werden vergleichsweise grob vernetzt, da hier keine Deformations- und Beanspruchungsanalysen erfolgen sollen. Gegenüber einer gleichmäßigen Vernetzung kann so die Elementanzahl von etwa 188000 auf etwa 55000 reduziert werden, wodurch der

^{4.21}Der Präprozessor von ANSYS wurde dafür als zweckmäßiger erachtet als der Präprozessor LS-PrePost [LST12] von LS-DYNA.

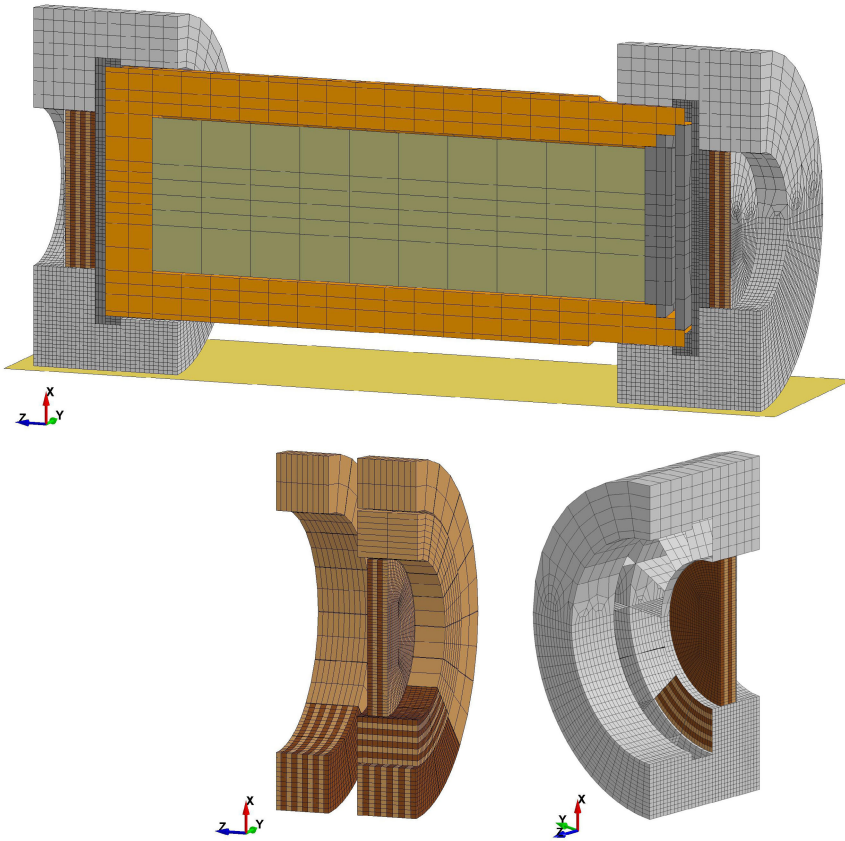


Abbildung 4.29: FE-Modell des Testbehälters zur Nachrechnung des horizontalen Fallversuchs aus 9,3 m (oben). Holzeinlagen des Deckelstoßdämpfers mit angepasster Vernetzung (unten links), Blechkapselung des Deckelstoßdämpfers ohne massive Stahlbauteile mit ausgewählten Holzeinlagen (unten rechts)

Rechenaufwand deutlich reduziert wird. Abbildung 4.29 (unten) zeigt die vernetzten Holzeinlagen und die Stahlblechkonstruktion des Deckelstoßdämpfers.

- Folgende **Materialmodelle** werden eingesetzt: Den Elementen der Fichtenholzeinlagen in den Stoßdämpfern wird das neu entwickelte Materialmodell `tiM` zugewiesen. Die Orientierung der Fasern erfolgt, wie im realen Stoßdämpfer, schichtweise abwechselnd parallel und senkrecht zur Faser. Zu beachten ist, dass die Parametrisierung auf den Mittelwerten der Ergebnisse der Druckversuche basiert. Für eine sicherheitstechnische Analyse wäre es erforderlich, die Anwendung minimaler und maximaler Festigkeitskurven zu diskutieren. Das Stoßdämpferblech wird über das Materialmodell `MAT_024` abgebildet. Es berücksichtigt Metallplastizität und eine stückweise lineare Fließkurve, die für diese Arbeit von NEUMANN [Neu09] übernommen wird. Die übrigen Metallbauteile werden linear-elastisch modelliert (`MAT_001`). Beim Inhalt wird eine geringe Energieabsorptionsfähigkeit durch Kompression berücksichtigt (`MAT_063`), die näherungsweise das Setzen der Eisengranulat- und Sandsäcke während des Auf-

pralls nachbilden soll. Die hinterlegte Fließkurve ist an die von HUANG, XU & HU [HXH13] aufgenommenen dynamischen Fließkurven für granulare Medien angelehnt. Eine Skalierung der Rohdichte wird aufgrund der hohen Auswirkung auf die Beanspruchungen nicht vorgenommen. Die Rohdichte des Behälterkörpers wird im FE-Modell abgesenkt, um Hohlbohrungen für das Moderatormaterial zu berücksichtigen, die im geometrischen Modell vernachlässigt wurden. Das Fundament wird als starr vereinfacht (*rigidbody*). Eine Übersicht über verwendeten Parameter für die Materialmodelle gibt Anhang A.13.

- Die **Kontaktbedingungen** werden grundsätzlich über den Kontakttyp *automatic surface to surface* realisiert. Der Kontakt wird reibungsbehaftet modelliert, die zugehörigen Reibkoeffizienten sind in Anhang A.13 aufgeführt. Zwischen den Deckeln sowie den massiven Stahlbauteilen der Stoßdämpfer und dem Behälterkörper werden *tied*-Kontaktformulierungen angewendet. Sie sollen näherungsweise die Verschraubung dieser Bauteile mit dem Behälterkörper darstellen. Auch Schweißverbindungen, vorhanden in der Stoßdämpferblechkonstruktion sowie den massiven Stahlbauteilen der Stoßdämpfer, werden über *tied*-Kontakte abgebildet. Das soll die Berücksichtigung von Schadensparametern in zukünftigen Untersuchungen erleichtern.
- Kinematische **Randbedingungen** werden am Fundament aufgebracht, das fest eingespannt wird. In der Symmetrieebene des Testbehälters werden in y-Richtung (vergleiche Abbildung 4.29) die Knotenverschiebungen verhindert. Um dennoch ein Ausbeulen des Stoßdämpferblechs zu ermöglichen, wurden nur die Knoten der Bleche in der xz-Ebene mit einbezogen. Diese Vereinfachung sollte in zukünftigen Untersuchungen anhand eines Vergleichs mit einem Vollmodell des Testbehälters näher untersucht werden.
- Die aufgebrachten **Lasten** bestehen aus der Erdbeschleunigung g , die als Volumenlast auf alle Bauteile wirkt, sowie der Aufprallgeschwindigkeit, die allen Knoten des Testbehälters aufgeprägt wird. Die nominelle Aufprallgeschwindigkeit berechnet sich nach $\sqrt{2 \cdot g \cdot 9300\text{mm}}$ und wird hier als die tatsächliche Aufprallgeschwindigkeit angenommen. Im FE-Modell wird der Testbehälter zum Zeitpunkt $t = 0$ direkt auf dem Fundament platziert. Dadurch kann die Rechenzeit des Fallvorgangs, der aus einer reinen Starrkörperbewegung besteht, eingespart werden.
- Die **numerische Lösung** erfolgt mit dem expliziten Löser LS-DYNA [LST09a]. Die Zeitschrittweite bei der Lösung beträgt ca. $2,1 \cdot 10^{-7}$ s (von LS-DYNA bestimmt, Beginn der Rechnung). Die Rechenzeit beträgt ca. 5 h.
- Das **Post-Prozessing** erfolgt mit Hilfe von *cfile*-Skripten mit dem Programm LS-PREPOST [LST12].

Simulationsergebnisse

Im Folgenden werden die experimentellen und numerischen Ergebnisse des Fallversuchs erläutert^{4.22}. Abbildung 4.30 (oben) zeigt das verformte FE-Modell des Testbehälters zum Zeitpunkt der maximalen Stoßdämpferdeformation. Die Spannungskomponente in vertikaler Richtung (x-Richtung) ist farblich gekennzeichnet. Um die Holzeinlagen erkennen zu können, ist die Stahlblechummantelung nicht dargestellt.

^{4.22}Die Bewertung der Ergebnisse erfolgt aufgrund der dem Betriebsgeheimnis unterliegenden experimentellen Daten anhand von relativen Rechnungs-Messungs-Vergleichen. Die Ordinaten und Abszissen von Diagrammen werden nicht mit Zahlenwerten versehen und im Fließtext werden nur relative Werte aufgeführt.

Die **Spannungsverteilung** in x-Richtung besitzt aufgrund der abwechselnden Faserorientierung („Schichtung“) der Holzlagen in horizontaler Richtung ein streifenartiges Muster. Die Spannung ist maximal in den parallel zur x-Achse liegenden Holzlagen, die direkt vom Behälterkörper überdeckt sind (orange bis rote Färbung). Die dazwischenliegenden Lagen sind mit der Faser senkrecht zur x-Achse orientiert und werden trotz vergleichbarer Deformation entsprechend ihres Festigkeitsniveaus deutlich geringer beansprucht. In den äußeren Stoßdämpferbereichen, die bei der horizontalen Fallorientierung nicht vom Behälterkörper überdeckt werden, findet eine Beanspruchung von Holzlagen im bodennahen Bereich statt. Durch die Möglichkeit der Lastverteilung auf mehrere Stoßdämpferbereiche wird das Holz im äußeren Bereich allerdings weniger stark beansprucht als im überdeckten Bereich. Die Spannungsverteilung in den Holzlagen ist grundsätzlich plausibel.

Die **Deformation** der Holzpakete ist ebenfalls plausibel: In den Bereichen unter dem Behälterkörper findet eine starke Kompression des Holzes statt. Durch ausbeulendes Blech kann sich das Holz in z-Richtung seitlich ausdehnen. Abbildung 4.30 (unten) zeigt die Stoßdämpferverformung von Experiment und Simulation im äußeren Bereich des deckelseitigen Stoßdämpfers. Abgesehen von den lokalen Ausbeulungen des Blechs ist das Verformungsbild vergleichbar. Ein gängiges Kriterium zur Bewertung von Stoßdämpfermodellen ist die maximale Verformung im vom Behälterkörper überdeckten Bereich, siehe z. B. NEUMANN [Neu09]. Ein Vergleich mit dem experimentellen Fallversuch ergibt, dass das FE-Modell die Stauchung im Deckelbereich um 13,1% unterschätzt und im Bodenbereich um 4,1% überschätzt.

Der **Verzögerungs-Zeit-Verlauf** im Deckelbereich des Behälterkörpers, der experimentell und numerisch erzielt wurde, ist in Abbildung 4.31 (links) dargestellt. Zu Beginn findet eine starke Verzögerung statt, da der Behälterkörper auf die noch steife Stoßdämpferkonstruktion aufprallt. Wenn der elastische Bereich der Holzfüllung überschritten ist und auch Stoßdämpferbleche plastisch verformt werden und ausbeulen, verringert sich die Steifigkeit der Stoßdämpferkonstruktion, was zu einem Abfall der Verzögerung führt. Aufgrund der größer werdenden Kontaktfläche im Laufe der Deformation bei etwa konstantem Spannungsniveau der Holzfüllung nimmt die Verzögerung wieder zu, bis die kinetische Energie schließlich vollständig in Verformungsenergie umgewandelt ist und die Verzögerung gegen Null geht. Im FE-Modell wird der initiale Anstieg der Verzögerung leicht überschätzt. Die dann erreichte maximale Verzögerung wird mit 1,6% nur geringfügig überschätzt. Der anschließende Abfall der Verzögerung wird vom Modell nur im Ansatz dargestellt und die Verzögerung im weiteren Verlauf überschätzt. Die Stoßzeit wird demnach vom Modell unterschätzt. In Abbildung 4.31 (rechts) sind die zeitlichen Verläufe von kinetischer, innerer, Hourglass- und Gesamtenergie im FE-Modell aufgetragen. Die kinetische Energie nimmt in etwa linear mit der Zeit ab, was dem näherungsweise konstanten Verlauf der Verzögerung entspricht. Die innere Energie nimmt in etwa linear zu, was der Umsetzung der kinetischen Energie in Formänderungsenergie entspricht. Allerdings erreicht die innere Energie nicht den Betrag der kinetischen Anfangsenergie, da durch Reibung ebenfalls Energie dissipiert wird. Die Gesamtenergie unterliegt einem geringen Anstieg, der auf die Hourglass-Stabilisierung zurückgeführt werden kann. Die aufgebrachte Energie zur Stabilisierung von Hourglass-Verformungen beträgt maximal 4% der Gesamtenergie. Das ist im Vergleich zu anderen Untersuchungen mit stoßdämpfenden Materialien gering, vergleiche z. B. BARSOTTI [Bar10].

Schlussfolgerungen

Die Ursachen für die Diskrepanzen bei Stoßdämpferverformung und Verzögerung können zum jetzigen Zeitpunkt nicht exakt benannt werden. Sowohl die vom FE-Modell unterschätzte Stoßdämpferverformung als auch der fehlende Abfall der Verzögerung weisen allerdings

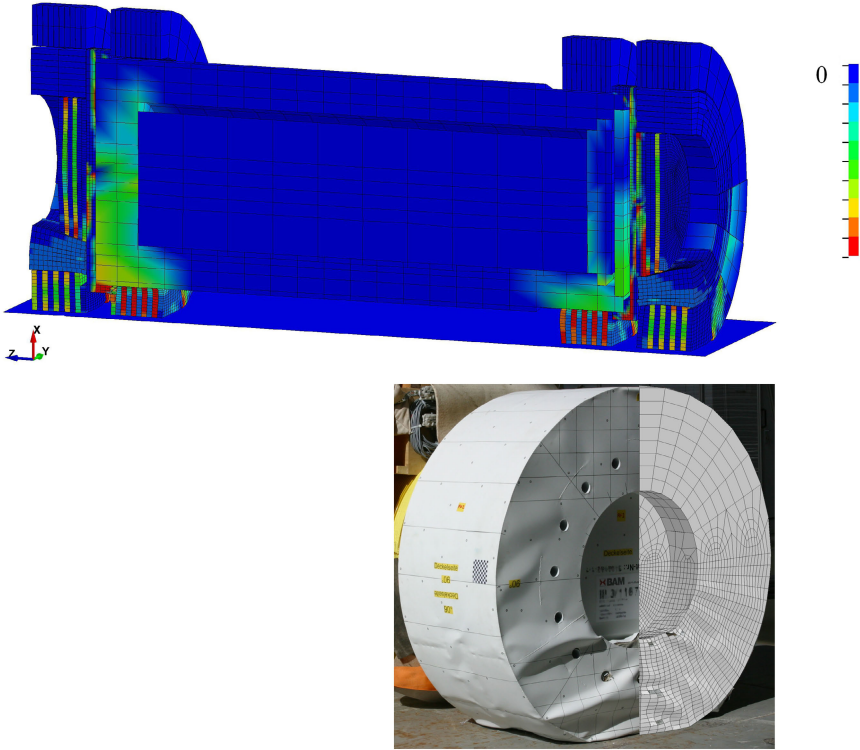


Abbildung 4.30: Verteilung der Spannungskomponente in x-Richtung bei maximaler Stoßdämpferdeformation (oben, Stahlblech ausgeblendet), Deformation des Deckelstoßdämpfers nach realem (Foto: BAM-3.3) und simuliertem Fallversuch (unten)

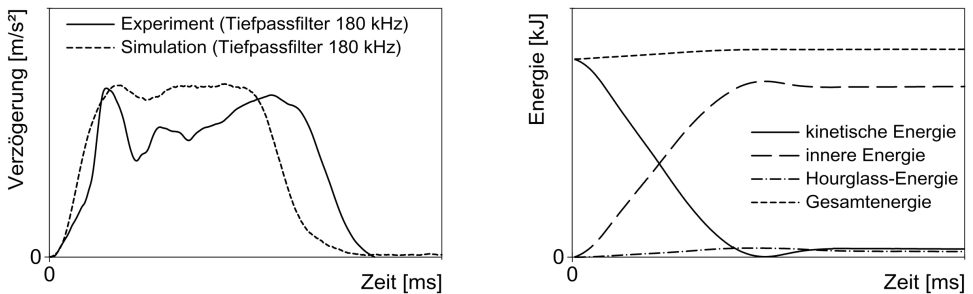


Abbildung 4.31: Während des realen Fallversuch und der Simulation erzielter Verzögerungs-Zeit-Verlauf (Verzögerung in x-Richtung in Vielfachen der Erdbeschleunigung g), aufgenommen an Deckelseite des Behälterkörpers, Tiefpassfilter mit Grenzfrequenz 180 kHz (links), zeitlicher Verlauf verschiedener Energien in der Simulation (rechts)

darauf hin, dass die Steifigkeit des Stoßdämpfers bei plastischer Verformung überschätzt wird. Das FE-Modell des Testbehälters beinhaltet mehrere Parameter, die hinsichtlich ihrer Sensitivität auf dieses Ergebnis noch detaillierter untersucht werden müssten. Dazu gehören unter anderem die Modellierung des Stoßdämpferblechs und der Schweißnähte insbesondere der Versagensparameter, da diese einen Einfluss auf die seitliche Dehnungsbehinderung und damit das Spannungsniveau der Holzfüllung besitzen. Auch die angesetzten Reibkoeffizienten sollten weiter untersucht werden, da die Energiebilanz auf einen großen Einfluss von Reibeffekten auf das Rechenergebnis hinweist. Auch NEUMANN [Neu09] beobachtete einen Einfluss des angesetzten Reibkoeffizienten bei der Nachrechnung von Fallversuchen mit holzgefüllten Stoßdämpfern. Auch das nicht bzw. falsch dargestellte Ausknicken von Holzlagen bzw. Ausbeulen des umgebenden Blechs kann zu einer zu steifen Darstellung des Stoßdämpfers im Modell führen.

Daneben sollte die Modellierung des Behälterinhalts untersucht werden, da erste Vergleichsrechnungen auf eine Sensitivität diesbezüglich hindeuteten. Im Verzögerungsverlauf und auch bei Betrachtung lokaler Elementspannungsverläufe sind zwar keine Lokalisierungseffekte sichtbar, was auf die hohe Dehnrates und die Möglichkeit der seitlichen Materialausdehnung zurückgeführt werden kann. Dennoch sollten durch Variation der Netzfeinheit weitere Untersuchungen zum Lokalisierungseffekt erfolgen. Der Entlastungs- bzw. Rücksprungvorgang des Testbehälters nach dem Aufprall werden zwar wiedergegeben, allerdings sind die rechnerischen Ergebnisse hier nicht belastbar. Da sich im Laufe der Deformation auch die geometrische Steifigkeit der Mikrostruktur von Holz ändert, ändern sich auch die globalen Elastizitätskennwerte. Um eine aussagekräftige Rücksprunghöhe zu berechnen, müssten die elastischen Module im Materialmodell t_{iM} abhängig von der Deformation hinterlegt werden. Das Materialmodell t_{iM} überschätzt, wie bereits erläutert, das Festigkeitsniveau bei Last unter spitzen Winkeln. Die Stoßdämpfer-Holzlagen in der Hauptenergieabsorptionszone sind parallel und senkrecht zur Faser belastet. Die Holzlagen im benachbarten Kapselbereich sind im Winkel 15° bzw. 75° zur Fallrichtung ausgerichtet. Diese Lagen werden zwar vergleichsweise wenig beansprucht, können aber dennoch zu einem verfälschten Ergebnis beitragen. Durch die Nachrechnung von z. B. blechgekapselten Holzproben sollte untersucht werden, ob die grundsätzliche Interaktion zwischen Holz und Blech dargestellt werden kann. Die Holzlagen im Stoßdämpfer weichen in Form und Abmessung von den in dieser Arbeit untersuchten Holzproben ab. Der Effekt von Probenform- und Größe wurde experimentell nur im Ansatz untersucht; unter Umständen ist ein diesbezüglicher Fehler in den Ergebnissen der Fallversuchsrechnung enthalten.

Grundsätzlich kann anhand der Nachrechnung des Fallversuchs bestätigt werden, dass das erstellte Materialmodell t_{iM} zum Einsatz in FE-Rechnungen von Fallversuchen herangezogen werden kann. Das Materialmodell verhält sich numerisch stabil und die erzielten Ergebnisse sind qualitativ plausibel. Eine quantitative Auswertung der Fallversuchsnachrechnung kann allerdings noch keine belastbaren Ergebnisse liefern. Erst nach weiterer Untersuchung der oben genannten Parameter im FE-Modell und nach Bedarf auch im Experiment können Rückschlüsse auf die Genauigkeit des Materialmodells t_{iM} und auch des erstellten Behältermodells gezogen werden. Derartige Studien sind jedoch sehr aufwändig und sollen nicht mehr Bestandteil dieser Arbeit sein.

4.7 Zusammenfassende Diskussion

In diesem Kapitel wurde die Neuentwicklung eines Materialmodells beschrieben, das das mechanische Verhalten von Fichtenholz unter dynamischer Druckbelastung realitätsnah abbilden kann.

Dazu wurden in Abschnitt 4.1 verschiedene Modellierungsansätze aus der Fachliteratur diskutiert und für die vorliegende Problemstellung bewertet. Die Recherche wies darauf hin,

dass ein kontinuumsmechanischer Modellierungsansatz für die gegebene Problemstellung zielführend ist. Keiner der recherchierten Ansätze ist allerdings in der Lage, den Einfluss der Mehrachsigkeit auf die Druckkraft-Charakteristik gemäß den in Kapitel 3 erzielten experimentellen Ergebnissen zu berücksichtigen.

In Abschnitt 4.2 wurden Annahmen für die Modellbildung getroffen und grundlegende Überlegungen vorgenommen. Unter anderem wurde die Hypothese der entkoppelten Fließflächen evolution aufgestellt, bei der von einer unabhängigen Festigkeitsentwicklung bei deviatorischer und volumetrischer Deformation ausgegangen wird und die Mehrachsigkeit des Spannungszustands das Festigkeitsniveau beeinflusst.

Anschließend wurde in Abschnitt 4.3 ein Modellierungsansatz beschrieben, der auf einer Modifikation des isotropen Materialmodells MAT_075 beruht. Im Materialmodell mod. MAT_075 wurde die Hypothese der entkoppelten Fließflächen evolution umgesetzt. Das Materialmodell wurde über die *usermat*-Schnittstelle in den FE-Code LS-DYNA implementiert und mithilfe der Ergebnisse der Druckversuche parametrisiert. Das Materialmodell mod. MAT_075 konnte die Hypothese der entkoppelten Fließflächen evolution bestätigen, wie in Abschnitt 4.4 anhand der Nachrechnung von Druckversuchen gezeigt wurde. Es wurde jedoch nicht weiter zur Modellierung von Fichtenholz in Betracht gezogen, da unter anderem die Annahme isotroper Materialeigenschaften nur eingeschränkt zur realitätsnahen Abbildung von Fichtenholz geeignet ist.

Auf Basis der Erkenntnisse des ersten Modellierungsansatzes wurde in Abschnitt 4.5 die Neuentwicklung des transversal isotropen Materialmodells für Fichtenholz *tiM* beschrieben. Das Materialmodell *tiM* besitzt die folgenden Merkmale:

- Berücksichtigung transversal isotroper Materialeigenschaften,
- Nachbildung des plastischen Verhaltens von Fichtenholz durch 15 unabhängige Fließflächen, die die Mehrachsigkeit des Spannungszustands bei Druckbeanspruchung berücksichtigen und deren Evolution von volumetrischer und deviatorischer Dehnung abhängt,
- nicht-assozierte Fließregel zur Berücksichtigung der plastischen Materialausdehnung bei Druck,
- Berücksichtigung von Festigkeitsänderungen aufgrund erhöhter Dehnrates und
- Berücksichtigung von Festigkeitsänderungen aufgrund der Materialtemperatur.

Das Materialmodell *tiM* wurde als *usermat* in den expliziten FE-Code LS-DYNA eingebunden. Mit Ein-Elemente-Simulationen konnte die numerische Funktionsfähigkeit des Materialmodells gezeigt werden. Die erforderlichen Eingangsdaten wurden aus den Ergebnissen der Druckversuche abgeleitet.

Die Ergebnisse der Nachrechnung der Druckversuche mit dem Materialmodell *tiM* wurden in Abschnitt 4.6 gezeigt und diskutiert. Das Modell ermöglicht eine grundsätzlich gute Abbildung des charakteristischen Materialverhaltens von Fichtenholz. Das Verhalten bei Drucklast in der parallelen und senkrechten Richtung kann gut abgebildet werden. Parallel zur Faser treten Lokalisierungseffekte auf, die zukünftig vor allem in ihrem Einfluss bei der Simulation eines Fallversuchs genauer untersucht werden sollten. Bei Last unter spitzen Faserwinkeln überschätzt das Materialmodell die tatsächlichen Festigkeiten. Die entkoppelte Fließflächen evolution ermöglicht eine angemessene Nachbildung des Einflusses der Querdehnungsbehinderung. Das durch hohe Dehnrates erhöhte Festigkeitsniveau wird vom Materialmodell durch die dehnratesabhängige Skalierung der Fließflächen grundsätzlich wiedergegeben. Die höhere Festigkeitssteigerung im Bereich der Bruchkraft wird jedoch unterschätzt. Die Verschiebung des Festigkeitsniveaus mit der Materialtemperatur wird vom Materialmodell durch die temperaturabhängige Skalierung der Fließfläche gut nachgebildet.

Vorschläge zur Steigerung der Ergebnisgenauigkeit wurden gegeben und beinhaltet unter anderem eine Optimierung des Materialmodells *tiM* mittels der Berücksichtigung von Schubspannungen, der Weiterentwicklung des dynamischen Faktors und des Entlastungsvorgangs, der Einführung von Schädigungsparametern, der Prüfung und gegebenenfalls Implementierung einer Regularisierungsstrategie und der Prüfung der linearen Interpolation mit nicht gekrümmten Fließflächen. Ansätze zur Steigerung der numerischen Effizienz des Materialmodells wurden ebenso aufgezeigt. Zur abschließenden Validierung des Materialmodells *tiM*, nach Berücksichtigung der vorgeschlagenen Überarbeitungen, sollten weitere experimentelle Druckversuche mit Fichtenholz herangezogen werden. Denkbar wären z. B. Eindringversuche mit kugelförmigem Eindringkörper, wobei der Stauch- und der Mehrachsigsigegrad lokal variieren.

Anschließend wurde das Materialmodell *tiM* in einem FE-Modell für einen 9,3 m-Fallversuch mit einem Testbehälter eingesetzt, der mit holzgefüllten Stoßdämpfern ausgestattet war. Das Materialmodell *tiM* bewies bei der Nachrechnung des Fallversuchs seine numerische Funktionsfähigkeit auch in der relevanten Anwendung. Die Ergebnisse der Nachrechnung waren plausibel, allerdings bestanden noch Diskrepanzen zum experimentellen Ergebnis aufgrund einer überschätzten Stoßdämpfersteifigkeit. Die Einflüsse insbesondere der Blechmodellierung und der angesetzten Reibkoeffizienten sollten deshalb zukünftig durch systematische Sensitivitätsstudien herausgearbeitet werden. Dazu sollten in einem ersten Schritt vereinfachte Bauteilmodelle herangezogen werden; beispielsweise könnte der Einfluss der Blechmodellierung anhand der Nachrechnung der Druckversuche mit blechummantelten Fichtenholzproben von NEUMANN [Neu09] untersucht werden.

Die Parametrisierung des Materialmodells *tiM* erfolgte anhand der arithmetischen Mittelwerte der Druckversuche mit Fichtenholzproben. Zukünftig sollten numerische Studien zum möglichen Einfluss der statistischen Streuung der Materialeigenschaften auf die Behälterbeanspruchung bei einem Fallversuch erfolgen. Dazu sollten, auf Basis des Vertrauensbereichs des Mittelwerts, minimal und maximal mögliche Festigkeitseigenschaften bestimmt werden.

Das Materialmodell *tiM* selbst ist aufgrund der vergleichbaren Charakteristik vieler Holzarten im Druckbereich (siehe z. B. GIBSON & ASHBY [GA97]) auch zur Darstellung des Verhaltens anderer Holzarten geeignet. Für die Anwendung auf eine andere Holzart müssen die Eingangsdaten des Materialmodells neu generiert werden. Das erfordert die Durchführung von Druckversuchen bei großem Stauchgrad mit der jeweiligen Holzart. Der Umfang der durchzuführenden Druckversuche hängt direkt mit der Aussagefähigkeit der Ergebnisse zusammen. So könnten z. B. die Stichprobenanzahl und die Anzahl der Dehnratenstützstellen im Vergleich zu dieser Arbeit reduziert werden; die resultierende Unsicherheit in den Ergebnissen muss allerdings durch erhöhte Sicherheitsfaktoren bei deren Bewertung ausgeglichen werden. Daneben ist auch eine Anwendung des Materialmodells *tiM* auf andere Strukturen als Stoßdämpfer denkbar. Beispielsweise könnte das Materialmodell zur Berechnung des Aufpralls eines Kraftfahrzeugs auf einen Baum oder hölzerne Straßenbegrenzungspfosten herangezogen werden. In diesem Fall wäre unter anderem eine Erweiterung des abgedeckten Dehnratenbereichs erforderlich.

Die numerische Effizienz des Materialmodells *tiM* kann erhöht werden. Ein möglicher Ansatz ist die Implementierung als vektorisierte Subroutine in den FE-Code LS-DYNA. Eine weitere Möglichkeit zur Effizienzsteigerung könnte der Algorithmus zur Spannungsrückführung auf die Fließfläche bieten.

Mit der Erstellung des Materialmodells *tiM* sowie der Nachrechnung der Druckversuche und des beispielhaften Behälterfallversuchs wurden die Punkte 2, 3 und 4 der Strategie dieser Arbeit (siehe Abschnitt 1.1) bearbeitet. Im Gegensatz zu den bisher häufig verwendeten vereinfachten analytischen Ansätzen zur Bestimmung der Behälterverzögerung (siehe Abschnitt 4.1) lässt die Anwendung des Materialmodells *tiM* eine genauere Analyse von Spannungen und Deformationen im Stoßdämpfer zu, was auch eine detailliertere Bewertung

der Beanspruchungen des Testbehälters an sich erlaubt. Damit verbunden ist allerdings auch ein erhöhter Modellierungsaufwand und ein erhöhter Aufwand bei der numerischen Lösung.

5 Zusammenfassung und Ausblick

Die vorliegende Arbeit hatte das Ziel, ein Materialmodell zur Verfügung zu stellen, das die realitätsnahe Berechnung von Fichtenholz unter dynamischen Drucklasten mit der Finite-Elemente-Methode ermöglicht. Das Materialmodell soll auf holzgefüllte Stoßdämpfer von Transportbehältern für radioaktive Stoffe angewendet werden. Um dieses Ziel zu erreichen, wurde in Kapitel 1 eine Strategie formuliert. Deren Punkte wurden im weiteren Verlauf der Arbeit systematisch abgearbeitet.

Zusammenfassung der Arbeit

Zunächst wurden in Kapitel 2 Grundlagen aufgearbeitet, die für das Verständnis der Arbeit erforderlich sind. Bei der Betrachtung gängiger Stoßdämpferkonstruktionen wurden Anforderungen herausgearbeitet, die bei der Planung der Druckversuche und der Entwicklung des Materialmodells berücksichtigt werden mussten. Es wurde gezeigt, dass eine Charakterisierung von Fichtenholz unter Druckbelastung bei großen Stauchgraden maßgeblich für das Ziel der Arbeit ist. Dabei wurde festgestellt, dass vor allem die Behinderung der Querdehnung, die Faser-Last-Orientierung, die Dehnrate und die Temperatur untersucht werden sollten. Anschließend wurden die Struktur und das allgemeine mechanische Verhalten von Fichtenholz sowie die Grundlagen der benötigten rechnerischen Werkzeuge aufgezeigt.

Daraufhin wurde in Kapitel 3 zunächst der aktuelle wissenschaftliche Kenntnisstand des mechanischen Verhaltens von Fichtenholz bei großen Stauchgraden ermittelt. Die grundsätzlichen mikromechanischen Mechanismen der Zellkompression waren bereits bekannt und wurden zusammenfassend dargestellt. Die Recherche zeigte, dass im Bezug auf die Parameter Querdehnungsbehinderung, Dehnrate und Temperatur weitere experimentelle Untersuchungen bei großen Stauchgraden erforderlich waren. Es wurde ein Versuchsprogramm aufgestellt, dessen Durchführung die Bestimmung der Einflüsse dieser Parameter ermöglichte. Im Zuge der Untersuchungen wurden 615 Druckversuche an würfelförmigen Fichtenholzproben durchgeführt und ausgewertet. Fichtenholz konnte damit hinsichtlich seines mechanischen Verhaltens bei großen Stauchgraden umfangreich charakterisiert werden:

- **Grundsätzliche Charakteristik**

Der für Holz typische grundsätzliche Druckkraft-Verschiebungs-Verlauf mit linear-elastischem Bereich, Plateaubereich und (mehr oder minder ausgeprägtem) Verfestigungsbereich bestätigte sich für Fichtenholz. Relevante Größen wie Druckfestigkeit bzw. Bruchkräfte, Kräfte im Plateaubereich und aufgenommene Energien wurden quantifiziert.

- **Faser-Last-Orientierung**

Die Faser-Last-Orientierung wurde berücksichtigt, ausgehend von transversal isotropen Materialeigenschaften. Sie beeinflusst, wie für Holz kennzeichnend, deutlich die linear-elastische Steifigkeit und das Kraftniveau im Plateaubereich, wobei das Material in paralleler Richtung steifer ist.

- **Querdehnungsbehinderung**

Insbesondere die Behinderung der Querdehnung während der Druckbelastung erwies sich als wichtiger Einflussfaktor auf den Druckkraft-Verschiebungs-Verlauf. Sie führt

zu einem deutlichen Anstieg des Kraftplateaus sowohl parallel als auch senkrecht zur Faser. Bei Last parallel zur Faser verringert sich der Entfestigungseffekt. Der Verfestigungseffekt ist bei Querdehnungsbehinderung deutlich vorhanden, während er ohne Querdehnungsbehinderung gar nicht (parallel zur Faser) oder nur ansatzweise (senkrecht zur Faser) auftritt. Ohne Querdehnungsbehinderung dehnt sich das Material sowohl bei Last parallel als auch senkrecht zur Faser stark seitlich aus. Die Verhinderung dieser seitlichen Ausdehnung verändert die Druckkraftcharakteristik demnach signifikant und resultiert in einen mehrachsigen Druckspannungszustand im Material.

- **Dehnrate und Temperatur**

Die festigkeitssteigernden bzw. festigkeitsverringenden Einflüsse von Dehnrate und Temperatur wurden für Fichtenholz untersucht und quantifiziert. Während die Dehnrate die Druckfestigkeit bzw. Bruchkraft stärker beeinflusst als den Plateaubereich, beeinflusst die Temperatur den Kraft-Verschiebungs-Verlauf in etwa gleichmäßig.

Auf diesen Erkenntnissen aufbauend wurde in Kapitel 4 die schrittweise Entwicklung des transversal isotropen Materialmodells *tiM* für Fichtenholz beschrieben. Eine Recherche zum Stand von Wissenschaft und Technik zeigte insbesondere bei der Berücksichtigung der durch Querdehnungsbehinderung hervorgerufenen Mehrachsigkeit des Spannungszustands und deren Einfluss auf die Materialcharakteristik Defizite. Bei Überlegungen zur Modellbildung wurde die Hypothese der entkoppelten Fließflächen evolution aufgestellt. Sie geht von einer unabhängigen Festigkeitsentwicklung bei deviatorischer und volumetrischer Verformung aus. Anhand der Modifikation des isotropen Materialmodells *MAT_075* konnte bestätigt werden, dass die Hypothese eine gute Abbildung der Materialcharakteristik von Fichtenholz unter Druckbelastung ermöglicht. Auf dieser Basis wurde anschließend das Materialmodell *tiM* für Fichtenholz neu entwickelt und in den kommerziellen FE-Code *LS-DYNA* implementiert. Grundlage des Materialmodells ist die 15-flächige Fließbedingung. Sie erlaubt eine Kopplung der Druckfestigkeiten an die Mehrachsigkeit des Spannungszustands und kann damit den Einfluss einer Querdehnungsbehinderung angemessen berücksichtigen. Die Evolution der Fließfläche basiert gemäß der Hypothese auf der deviatorischen und volumetrischen Dehnungsentwicklung. Die abgeleiteten Fließvektoren erlauben eine vom Anwender vorgegebene plastische Ausdehnung des Materials. Die Berücksichtigung von Dehnraten- und Temperatureffekten erfolgt über Skalierungsfaktoren. Die Eingangsdaten für das Materialmodell wurden aus den Ergebnissen der Druckversuche abgeleitet. Die Anwendung des entwickelten Materialmodells *tiM* bei der Simulation der Druckversuche zeigte folgende Ergebnisse:

- **Abbildung der grundsätzlichen Charakteristik unter Druckbelastung**

Der elastoplastische Modellansatz in Verbindung mit der direkten Fließkurvengabe ermöglicht dem Materialmodell die Umsetzung vielfältiger Festigkeitscharakteristiken. Der in dieser Arbeit abgeleitete Eingangsdatensatz gewährleistete die Abbildung der grundsätzlichen Bestandteile der Festigkeitscharakteristik von Fichtenholz (linear-elastischer Anstieg, Entfestigung, Plateau, Verfestigung). Die Verwendung entfestigender Fließkurven führte allerdings zu Lokalisierungseffekten in Form von Dehnungsbändern.

- **Abbildung des Einflusses der Faser-Last-Richtung**

Durch die transversal isotrope Formulierung des Modells konnten die Materialeigenschaften bei Drucklast in der parallelen und senkrechten Richtung gut abgebildet werden. Bei der Berechnung von Drucklasten unter spitzen Faserwinkeln überschätzte das Materialmodell die tatsächlichen Festigkeiten aufgrund der fehlenden Abhängigkeit der Druckfließfläche von Schubspannungskomponenten.

- **Abbildung des Einflusses der Querdehnungsbehinderung**

Der Einfluss der Querdehnungsbehinderung konnte im Materialmodell mithilfe der Hypothese der entkoppelten Fließflächenevolution angemessen nachgebildet werden. Ohne Querdehnungsbehinderung wird aufgrund der hohen plastischen Querdehnung die einachsige Fließkurve durchlaufen. Mit Querdehnungsbehinderung wird aufgrund des mehrachsigen Spannungszustands und der dominierenden volumetrischen Dehnung die mehrachsige Fließkurve durchlaufen.

- **Abbildung des Dehnrateneinflusses**

Das erhöhte Festigkeitsniveau durch erhöhte Dehnrate konnte vom Materialmodell über den Ansatz einer dehnratenabhängigen Skalierung der Fließflächen grundsätzlich abgebildet werden. Die Parametrisierung erfolgte anhand der Festigkeitssteigerung im Plateaubereich, die vom Modell quantitativ gut reproduziert wurde. Die vergleichsweise höhere Festigkeitssteigerung im Bereich der Druckfestigkeit wurde vom Modell hingegen unterschätzt.

- **Abbildung des Temperatureinflusses**

Die Änderung des Festigkeitsniveaus aufgrund der Temperatur konnte vom Materialmodell mittels der temperaturabhängigen Skalierung der Fließfläche gut abgebildet werden.

- **Anwendung auf eine reale Stoßdämpferkonstruktion**

Die Anwendung des Materialmodells t_{iM} in einem FE-Modell eines Testbehälter-Fallversuchs mit holzgefüllten Stoßdämpfern zeigte dessen grundsätzliche Funktionsfähigkeit und plausible Rechenergebnisse auch im relevanten Lastfall. Es bestanden Abweichungen beim Rechnungs-Messungs-Vergleich, deren Ursachen auf eine überschätzte Stoßdämpfersteifigkeit durch vereinfachte Blechmodellierung zurückgeführt wurden.

Ausblick auf zukünftige Themenfelder

Im Zuge der Entwicklung des Materialmodells t_{iM} sowie der Nachrechnung der Druckversuche und des Testbehälterfallversuchs konnten weitere experimentelle und numerische Themenfelder identifiziert werden, die zukünftig näher untersucht werden sollten. Grundsätzlich sollten einerseits Untersuchungen durchgeführt werden, die zur Ergänzung und abschließenden Validierung des Materialmodells selbst dienen. Andererseits sind Untersuchungen erforderlich, die auf ein validiertes Bauteilmodell eines Stoßdämpfers abzielen und dabei die Interaktion der involvierten Komponenten fokussieren:

Ergänzung und Validierung des Materialmodells t_{iM}

- Die lineare Interpolation der einachsigen und mehrachsigen Druckspannungspunkte mit geraden Flächen sollte mit weiteren Druckversuchen validiert werden. Gut geeignet wären dafür Druckversuche, bei denen eine definierte seitliche Belastung auf die Probe aufgebracht werden kann. Gegebenenfalls muss die Interpolationsmethode der Fließfläche an die experimentellen Ergebnisse angepasst werden.
- Um die Abbildung der Festigkeitscharakteristik bei Last unter spitzen Winkeln zur Faser zu verbessern, sollten die Druckfließflächen der Fließbedingung an die Schubspannungskomponenten gekoppelt werden. Das kann auf Basis der durchgeführten Druckversuche bei spitzen Winkeln erfolgen.

- Der Lokalisierungseffekt sollte hinsichtlich seiner Auswirkungen auf das Ergebnis einer Fallversuchsrechnung untersucht werden. Gegebenenfalls sollte im Modell eine Regularisierungsstrategie implementiert werden.
- Der Dehnratenfaktor sollte im Materialmodell abhängig vom Dehnungszustand hinterlegt werden, um die im Gegensatz zum Plateaubereich starke Überhöhung der Druckfestigkeit bei hohen Dehnraten berücksichtigen zu können.
- Die Elastizitätsmodule sollten im Materialmodell abhängig vom Dehnungszustand hinterlegt werden. Damit könnten der Entlastungsvorgang und eine erneute Belastung, was z. B. beim Zweitaufrall eines Behälters relevant ist, korrekt abgebildet werden. Dazu wären Druckversuche erforderlich, die nach definierten Stauchgraden eine weggesteuerte Entlastung und anschließende erneute Belastung der Probe vornehmen.
- Im Modell sollten Schädigungsparameter ergänzt werden. So kann bei Zug- und Schubbeanspruchung ein Bruch des Materials abgebildet werden. Bei Druckbeanspruchung können so stark deformierte Elemente von der Berechnung ausgeschlossen werden, um die numerische Stabilität zu gewährleisten. Die Schädigungsparameter sollten auf Basis experimenteller Untersuchungen, z. B. anhand von Zug- und Schubversuchen, ermittelt werden.
- Der Einfluss der Probengröße und -form auf die Festigkeitscharakteristik sollte experimentell noch ausführlicher als in dieser Arbeit untersucht werden. Zeigt sich ein signifikanter Einfluss kann das im Materialmodell z. B. durch die Einführung von Größen- und Formfaktoren berücksichtigt werden.
- Der Reibkoeffizient zwischen Probe und Prüfeinrichtung sollte unter Berücksichtigung repräsentativer Normalkräfte ermittelt werden, um die in dieser Arbeit getroffenen Annahmen zu bewerten. Nach Bedarf müssen die abgeleiteten Fließkurven für das Materialmodell korrigiert werden.
- Die numerische Effizienz des Materialmodells könnte unter anderem dadurch gesteigert werden, dass es als vektorisierte Subroutine in den FE-Code LS-DYNA implementiert wird. Eine weitere Steigerung der Effizienz könnte ein optimierter Algorithmus zur Spannungsrückführung auf die Fließfläche leisten.
- Zur abschließenden Validierung des Materialmodells tiM sollten weitere Versuche an Fichtenholz durchgeführt werden, bei denen verschiedene Stauchgrade und Mehrachsigkeiten auftreten. Dafür sind z. B. Eindringversuche mit kugelförmigem Eindringkörper geeignet.
- Eine Anwendung des Materialmodells auf andere Holzarten ist aufgrund einer grundsätzlich vergleichbaren Materialcharakteristik möglich. Dafür müssten Druckversuche mit und ohne Querdehnungsbehinderung durchgeführt werden, sowie je nach Anwendungsfall dynamische und temperierte Versuche. Eine abschließende Validierung der so gewonnenen Eingangsdaten sollte z. B. anhand von Eindringversuchen ebenfalls erfolgen.
- Das Materialmodell kann auch zur Berechnung in anderen Anwendungsgebieten herangezogen werden. Die in dieser Arbeit getroffenen Annahmen und Randbedingungen müssen zuvor bezüglich ihrer Übertragbarkeit bewertet werden. Bei z. B. der Berechnung des Aufprall eines Kraftfahrzeugs auf einen Holzmast oder Baum ist eine Validierung und nach Bedarf Erweiterung des Materialmodells unter anderem hinsichtlich

Zug- und Schubbelastung erforderlich. Der Parametersatz des Modells muss gegebenenfalls an veränderte Randbedingungen, z. B. andere Dehnratenbereiche, angepasst werden.

Entwicklung und Validierung eines Stoßdämpfer-Bauteilmodells

- Zur korrekten Abbildung des Stoßdämpferblechs sind Fließkurven und Schädigungsparameter des Materials und der Schweißnähte erforderlich. Diese müssen experimentell an relevanten Blechmaterialien ermittelt werden, möglichst unter Berücksichtigung von Dehnrate und Temperatur.
- Bezüglich der Reibung zwischen einzelnen Holzlagen, aber auch zwischen Holzlagen und dem umgebenden bzw. zwischenliegenden Stoßdämpferblech, sollten numerische Sensitivitätsstudien durchgeführt werden. Zeigt sich ein signifikanter Einfluss der Reibkoeffizienten, müssen diese experimentell weiter untersucht werden. Dazu sollten Versuche durchgeführt werden, die die Bestimmung der Reibkoeffizienten abhängig von der Normalkraft und nach Bedarf von der Faserorientierung, Geschwindigkeit, Temperatur und Oberflächenbeschaffenheit ermöglichen.
- Die Parametrisierung des Materialmodells tiM erfolgte bisher auf Basis der Mittelwerte der Ergebnisse der Druckversuche. Mit numerischen Studien sollten Fließkurven mit dem minimalen und maximalen Festigkeitsniveau des Vertrauensbereichs untersucht werden. So kann der Einfluss der hohen Standardabweichung der Materialeigenschaften von Fichtenholz auf z. B. die maximale Verzögerung und die maximale Stoßdämpferdeformation bewertet werden.
- Um die numerische Effizienz eines Bauteilmodells zu erhöhen, sollten sogenannte *sub-cycling*-Strategien untersucht werden. Beim *sub-cycling* werden Elemente nach ihrem Zeitschritt sortiert und getrennt berechnet. Das kann insbesondere bei Modellen mit stark unterschiedlicher Netzfeinheit und stark unterschiedlichen Materialdichten- und Steifigkeiten, wie es z. B. beim hier diskutierten Behältermodell der Fall war, zur Effizienzgewinnung beitragen.
- Die Validierung eines Bauteilmodells sollte neben der Verifikation der involvierten Materialmodelle die Nachrechnung von Bauteil-Versuchen umfassen. In einem ersten Schritt könnten z. B. die Druckversuche mit blechummantelten Fichtenholzproben von NEUMANN [Neu09] nachgerechnet werden. Ein abschließender Validierungsversuch könnte z. B. in Form eines Fallversuchs mit der relevanten Stoßdämpferkonstruktion erfolgen. Anstelle eines Behälters sollte dabei jedoch eine Ersatzfallmasse zum Einsatz kommen, die möglichst steif ist und keine losen Bauteile beinhaltet.

Für die in dieser Arbeit betrachteten Stoßdämpfer von Transportbehältern für radioaktive Stoffe stellt die 9 m-Fallprüfung den relevanten Lastfall dar. Bisher werden zur Ermittlung der bei der Fallprüfung wirkenden Lasten meist vereinfachte analytische Ansätze herangezogen. Sie betrachten den Behälter als Starrkörper und können Details einer Stoßdämpferkonstruktion nur begrenzt berücksichtigen. Die Aussagekraft der Ergebnisse dieser vereinfachten Ansätze ist deshalb eingeschränkt.

Das in dieser Arbeit entwickelte Materialmodell tiM setzt den Grundstein für eine detaillierte Beanspruchungsanalyse, bei der unter anderem lokale Lasteinträge, dynamische Effekte und Einflüsse der Stoßdämpferkonstruktion wie die Blechkapselung rechnerisch abgebildet und untersucht werden können. Damit wird es möglich, vorhandene Sicherheitsmargen wesentlich genauer als bisher zu quantifizieren und auch konstruktive Schwächen zu

identifizieren. Die Durchführung der hier vorgeschlagenen experimentellen und numerischen Arbeiten würde zur Erhöhung der Ergebnisgenauigkeit und Erweiterung der Anwendungsmöglichkeiten des Materialmodells tiM beitragen und könnte die numerische Effizienz bei der Berechnung von Bauteilmodellen erhöhen.

Die Arbeit leistet so einen wichtigen Beitrag zur sicherheitstechnischen Begutachtung von Transportbehältern für radioaktive Stoffe und damit zur technischen Sicherheit.

A Anhang

A.1 Tensor- und Matrixschreibweise

Grundsätzlich werden in dieser Arbeit zur Beschreibung kontinuumsmechanischer Zusammenhänge die Tensornotation und zur Beschreibung von Zusammenhängen der Finite-Elemente-Methode die Matrixnotation (VOIGT-Schreibweise) verwendet.

Tensoren werden generell durch fette Schreibweise hervorgehoben, z. B. der Rotations-tensor \mathbf{R} . Tensoren vierter Ordnung werden zusätzlich durch Kursivschrift gekennzeichnet, z. B. der Elastizitätstensor \mathbf{E} . Das innere Produkt wird mit einem Punkt (bei Vektoren \mathbf{a} und \mathbf{b}) bzw. einem Doppelpunkt (bei Tensoren zweiter Ordnung \mathbf{A} und \mathbf{B}) gekennzeichnet,

$$\mathbf{a} \cdot \mathbf{b} \text{ bzw. } \mathbf{A} : \mathbf{B}.$$

Dabei entstehen die Skalare c bzw. C ,

$$c = a_i b_i \text{ bzw. } C = A_{ij} B_{ij}.$$

Das innere Produkt eines Tensors vierter Ordnung \mathbf{D} und eines Tensors zweiter Ordnung \mathbf{A} resultiert in den Tensor zweiter Ordnung $\mathbf{E} = \mathbf{D} : \mathbf{A}$ mit den Komponenten

$$E_{ij} = D_{ijkl} A_{kl}.$$

Das Produkt zweier Tensoren zweiter Ordnung \mathbf{A} und \mathbf{B} wird ohne Symbol dargestellt und resultiert in den Tensor zweiter Ordnung $\mathbf{F} = \mathbf{A}\mathbf{B}$ mit den Komponenten

$$F_{ij} = A_{ik} B_{kj}.$$

In der VOIGT-Notation werden symmetrische Tensoren zweiter Stufe zu Spaltenmatrizen und symmetrische Tensoren vierter Stufe zu Matrizen vereinfacht. Dabei werden die Tensor-symbole in geschweifte (Tensoren zweiter Ordnung) und eckige (Tensoren vierter Ordnung) Klammern gesetzt, z. B.

$$\{\mathbf{A}\} \text{ und } [\mathbf{D}].$$

Beispielsweise werden der CAUCHY-Spannungstensor und der HENCKY-Dehnungstensor in der VOIGT-Notation geschrieben als

$$\{\boldsymbol{\sigma}\} = \left\{ \begin{array}{c} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{12} \end{array} \right\} \text{ und } \{\boldsymbol{\varepsilon}\} = \left\{ \begin{array}{c} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ 2\varepsilon_{23} \\ 2\varepsilon_{13} \\ 2\varepsilon_{12} \end{array} \right\}.$$

Für Grundlagen der Tensoranalysis wird auf SCHADE & NEEMANN [SN06] verwiesen. Die Voigt-Notation wird unter anderem bei BELYTSCHKO, LIU & MORAN [BLM01] ausführlicher diskutiert.

A.2 Übersicht über die Druckversuche

Tabelle A.1 zeigt den Umfang der Druckversuche am servohydraulischen Stoßprüfstand. Tabelle A.2 zeigt den Umfang der Druckversuche am Prüfstand für geführte Fallversuche. Die Bezeichnung eines Druckversuchs wird aus der Paketbezeichnung, der Dehnrate und der Nummer des Einzelversuchs zusammengesetzt. Beispielsweise bedeutet „P1_H04_D3_05“: Druckversuch am servohydraulischen Stoßprüfstand (P1), Last senkrecht zur Faser bei Querdehnungsbehinderung und 20 °C (H04), initiale Dehnrate 30 1/s (D3), Einzelversuch Nummer fünf (05).

Servohydraulischer Stoßprüfstand (Prüfphase P1)

Tabelle A.1: Umfang der Druckversuche am servohydraulischen Stoßprüfstand

Paket	Proben- geometrie	Faser-Last- Richtung	Quer- dehnung	Tempe- ratur	Dehn- rate ^{A.1}	Anzahl
P1_H01	100x100 x100 mm ³	parallel	behindert	20 °C	D1-D5	10
P1_H02				-40 °C	D2-D4	
P1_H03				90 °C		
P1_H04		senkrecht		20 °C	D1-D5	
P1_H05				-40 °C	D2-D4	
P1_H06				90 °C		
P1_H07		geschichtet		20 °C	D1-D5	
P1_H08				-40 °C	D2-D4	
P1_H09				90 °C		
P1_H10	(entfallen)					
P1_H11	100x100 x100 mm ³	parallel	frei	20 °C	D1, D3	10
P1_H12		senkrecht				
P1_H13		geschichtet				
P1_H14	(entfallen)					
P1_H15						
P1_H16						
P1_H17						
P1_H18	100x100 x100 mm ³	15 °	behindert	20 °C	D1	5
P1_H19		30 °				
P1_H20		45 °				
P1_H21		60 °				
P1_H22		75 °				
P1_H23	100x100	parallel			D4	10
P1_H24	x50 mm ³	senkrecht				

^{A.1}D1= 0,0002 1/s; D2= 2 1/s; D3= 30 1/s; D4= 0,005 1/s; D5= 0,1 1/s

Prüfstand für geführte Fallversuche (Prüfphase P2)

Tabelle A.2: Umfang der Druckversuche am Prüfstand für geführte Fallversuche

Paket	Proben- geometrie	Faser-Last- Richtung	Quer- dehnung	Tempe- ratur	Dehn- rate ^{A.2}	Fall- masse	Anzahl
P2_H01	100x100 x100 mm ³	parallel	behindert	20 °C	K1	1222 kg	10
P2_H02				-40 °C	K1	1222 kg	
					K2	522 kg	
P2_H03		90 °C		K1	1222 kg		
P2_H04		20 °C		K2	522 kg		
				K1	522 kg		
P2_H05		-40 °C		K1	522 kg		
				K2	212 kg		
P2_H06		90 °C		K1	522 kg		
				K2	212 kg		
P2_H07	geschichtet	20 °C	K1	972 kg			
P2_H08		-40 °C	K2	372 kg			
			K1	972 kg			
P2_H09	90 °C	K2	372 kg				

^{A.2}K1= 77 1/s (3 m Fallhöhe); K2= 133 1/s (9 m Fallhöhe)

A.3 Temperaturmessung an einer temperierten Probe

Abbildung A.1 zeigt die Position der in die Holzprobe eingebrachten Temperatursensoren.

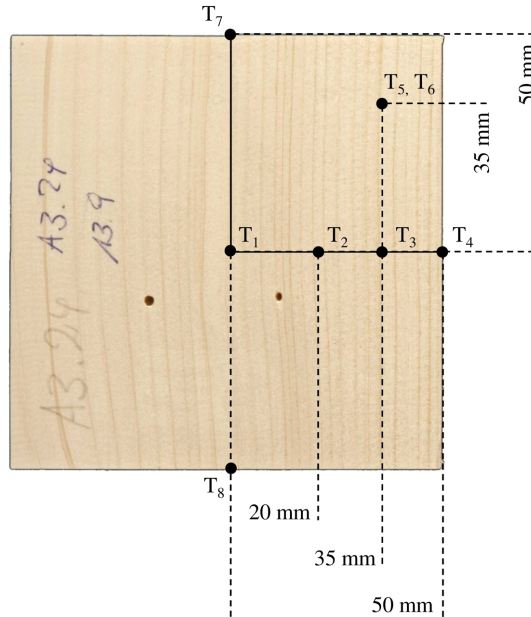


Abbildung A.1: Position der Temperatursensoren in der Probe zur Ermittlung des zeitlichen Temperaturverlaufs und der Temperaturverteilung. Lage der Sensoren in der Mitte der Probe (senkrecht zur Bildebene) bzw. Sensor T_6 um weitere 35 mm nach hinten versetzt

Abbildung A.2 links zeigt den zeitlichen Verlauf des Signals ausgewählter Temperatursensoren der erwärmten Probe. Zum Zeitpunkt Null wurde die Messung gestartet, die Probe war dann bereits für 30 s der Umgebung ausgesetzt. Anfangs fallen die Temperaturen unterschiedlich stark ab: Im Mittelpunkt der Probe (Sensor T_1) bleibt die Temperatur bis ca. 5 min konstant und fällt dann im Vergleich zu den anderen Sensoren langsam ab. Nach etwa 100 min wird die Umgebungstemperatur erreicht. Im Abstand von 35 mm von der Probenmitte (Sensoren T_3 , T_6) hält sich die Temperatur nur etwa 2 min konstant und fällt im Vergleich zu Sensor T_1 schnell ab. Die Umgebungstemperatur wird nach etwa 90 min erreicht. Am äußeren Rand der Probe (Sensoren T_4 , T_7) ist die Temperatur bereits bei Beginn der Messung unterhalb der Starttemperatur und ein starker Abfall ist ersichtlich. Die Umgebungstemperatur wird nach ca. 70 min erreicht. Der Temperaturverlauf im relevanten Zeitbereich für die Handhabung und die Durchführung eines Druckversuchs bei initialer Dehrrate von $0,005 \text{ 1/s}$ ist in Abbildung A.2 rechts dargestellt. Während des Versuchs würde nur die Temperatur in der Probenmitte noch der Solltemperatur entsprechen. Im Abstand von 35 mm von der Probenmitte würde die Temperatur bei Versuchsende bereits auf etwa 81 °C , am Rand der Probe auf etwa 36 °C absinken. Das kann auf die Wärmeübergänge von inneren in äußere Probenbereiche und von der Probenoberfläche in die Versuchseinrichtung zurückgeführt werden. Deutliche Unterschiede in der Faserrichtung sind nicht zu erkennen.

Abbildung A.3 zeigt zur Vollständigkeit die Verläufe aller aufgenommenen Temperaturen über die Zeit in der erwärmten Probe.

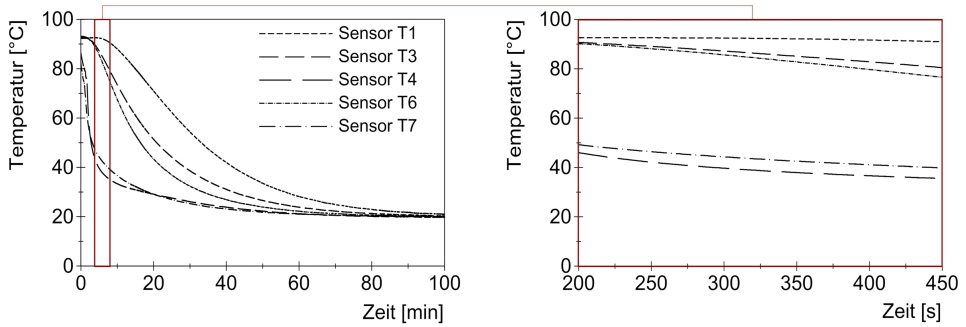


Abbildung A.2: Verlauf der Temperatur ausgewählter Sensoren über die Zeit in der auf 95 °C erwärmten Probe. Links: Gesamter aufgezeichneter Abkühlverlauf; rechts: Abkühlverlauf im relevanten Zeitfenster für einen Druckversuch bei $0,005 \text{ 1/s}$ (Legende wie links)

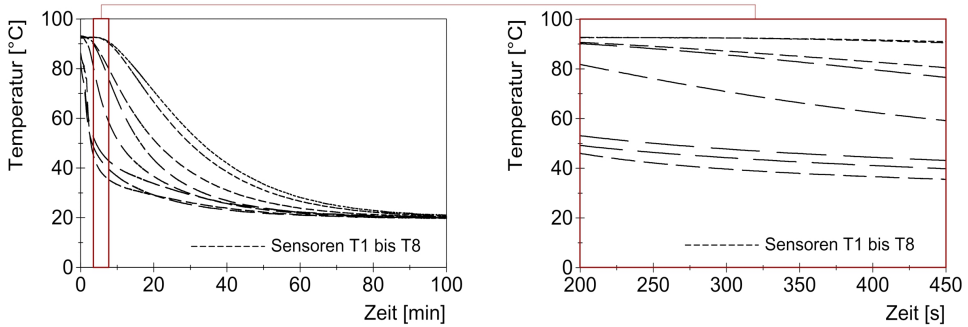


Abbildung A.3: Verlauf der Temperatur aller Sensoren über die Zeit in der auf 95 °C erwärmten Probe. Links: Abkühlverlauf über die gesamte Versuchszeit; rechts: Abkühlverlauf im für einen Druckversuch bei $0,005 \text{ 1/s}$ relevanten Zeitfenster. Legende: steigende Sensornummer mit steigender Strichlänge

A.4 Versuchsaufbau zur Abschätzung des Reibkoeffizienten

In Abbildung A.4 ist der Versuchsaufbau dargestellt, der zur Abschätzung des Reibkoeffizienten Fichtenholz-Stahl verwendet wurde.

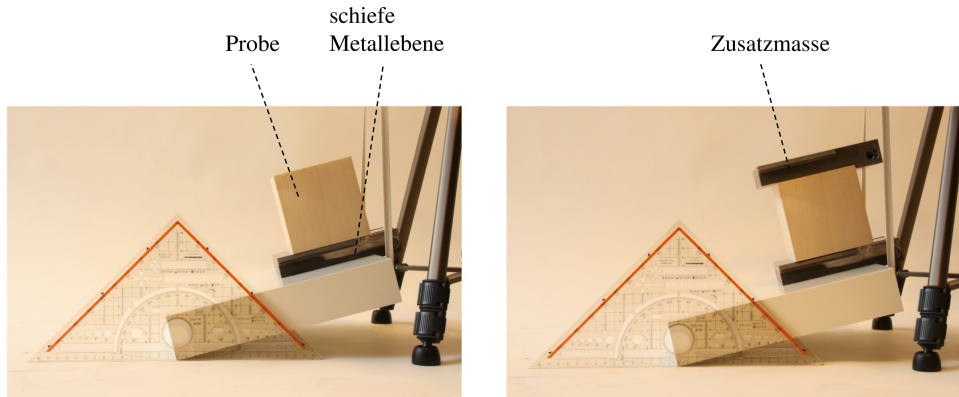
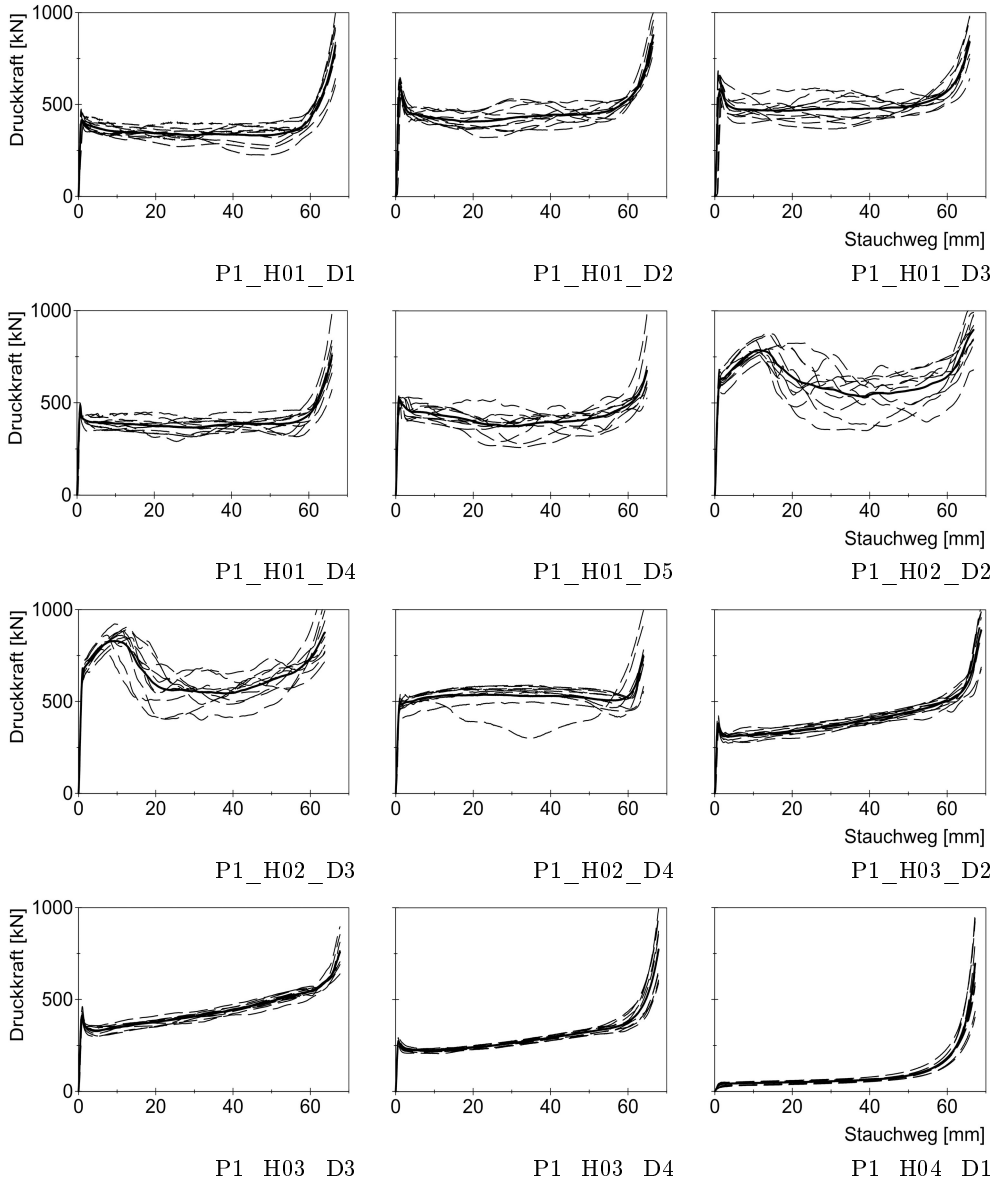


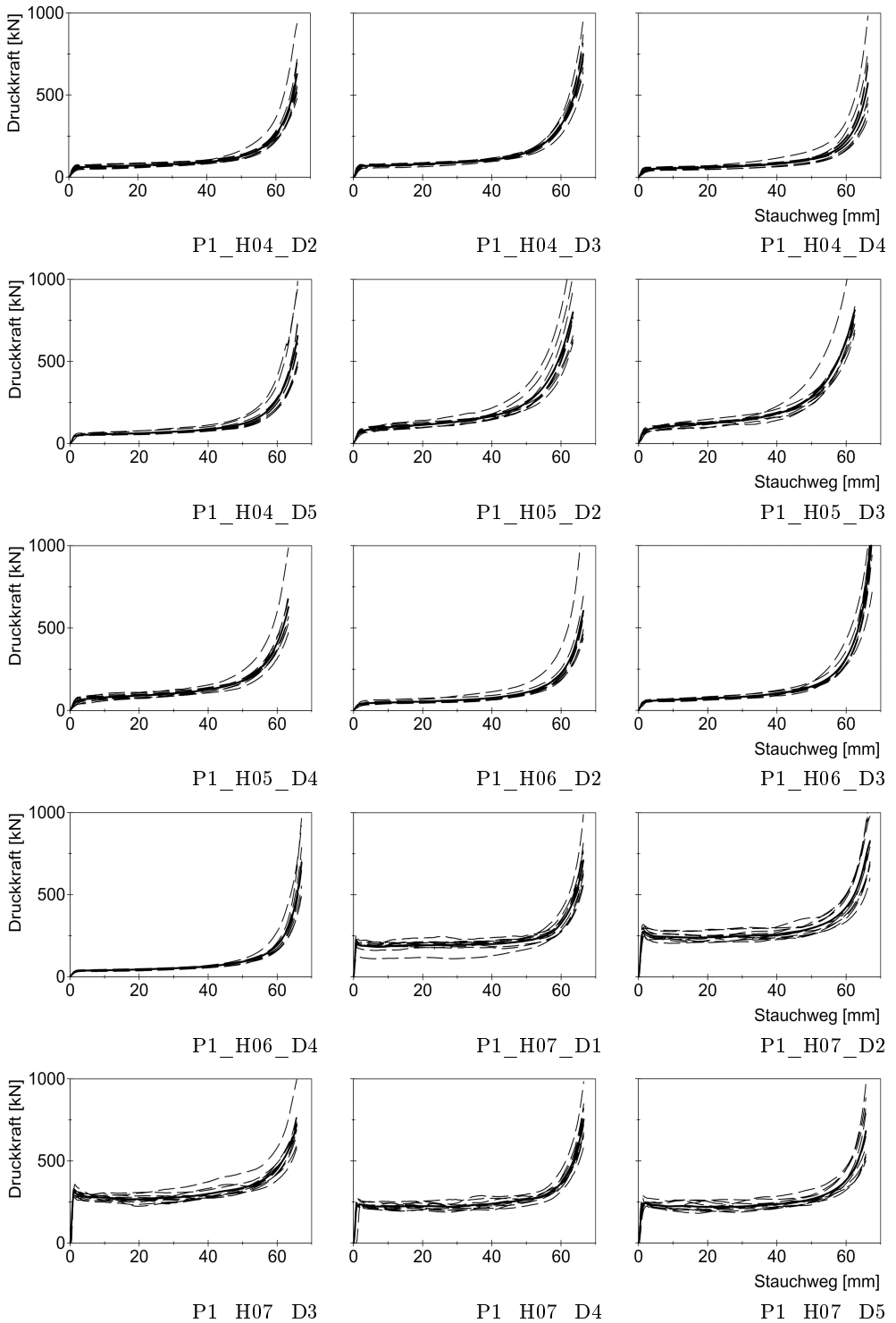
Abbildung A.4: Versuchsaufbau zur Abschätzung des Reibkoeffizienten Holz-Stahl. Ohne (links) und mit zusätzlicher Normalkraft durch Zusatzmasse (rechts)

A.5 Vollständige Darstellung der Ergebnisse der Druckversuche

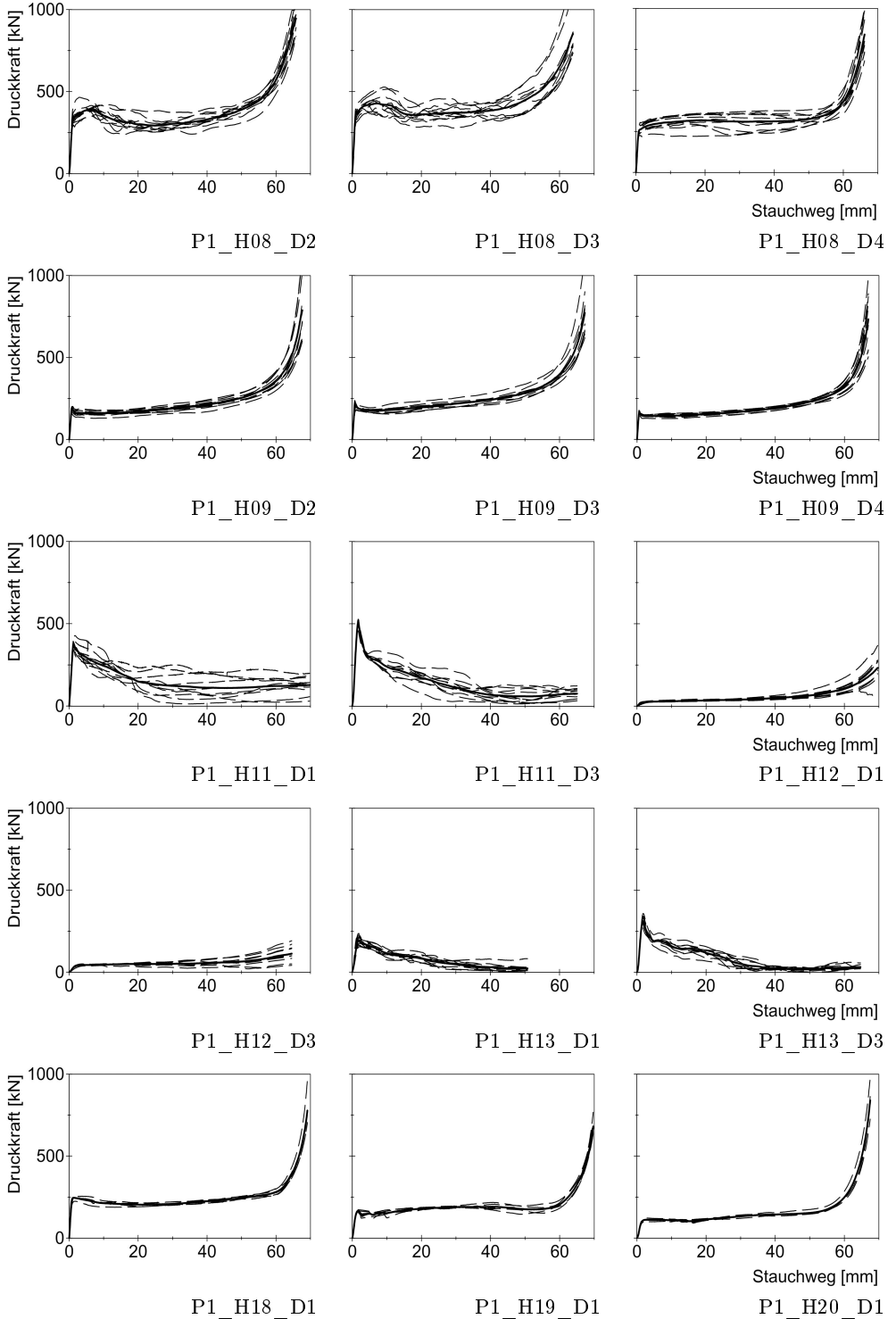
Im Folgenden werden die Druckkraft-Verschiebungs-Kurven aller durchgeführten Druckversuche (exklusive Vorversuche) aufgeführt. Die unterbrochenen Linien repräsentieren die jeweils zehn Einzelversuche, die fette durchgezogene Linie stellt den Mittelwert aus den zehn Einzelversuchen dar. Die Bezeichnung der Versuchsergebnisse entspricht der Bezeichnung in Anhang A.2.

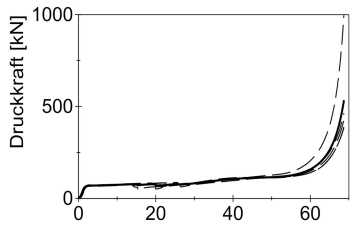
Servohydraulischer Stoßprüfstand (Prüfphase P1)



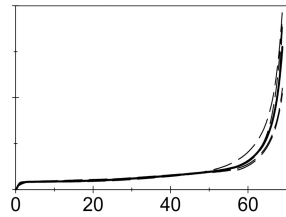


A.5 Vollständige Darstellung der Ergebnisse der Druckversuche

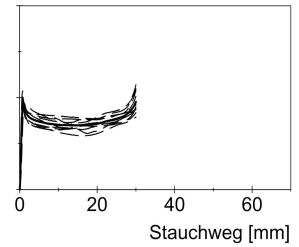




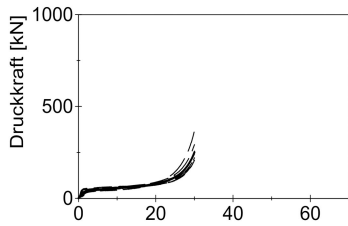
P1_H21_D1



P1_H22_D1

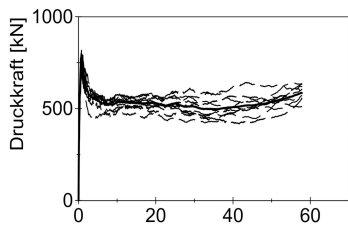


P1_H23_D4

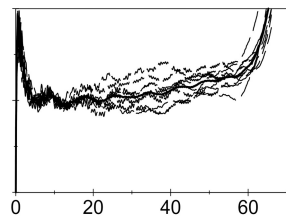


P1_H24_D4

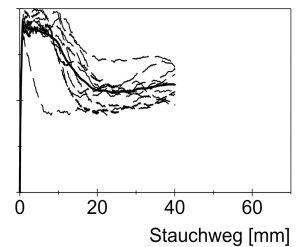
Prüfstand für geführte Fallversuche (Prüfphase P2)



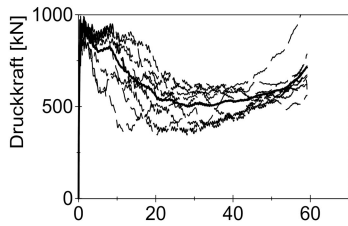
P2_H01_K1



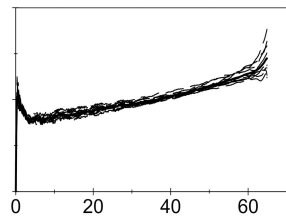
P2_H01_K2



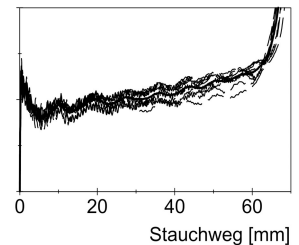
P2_H02_K1



P2_H02_K2

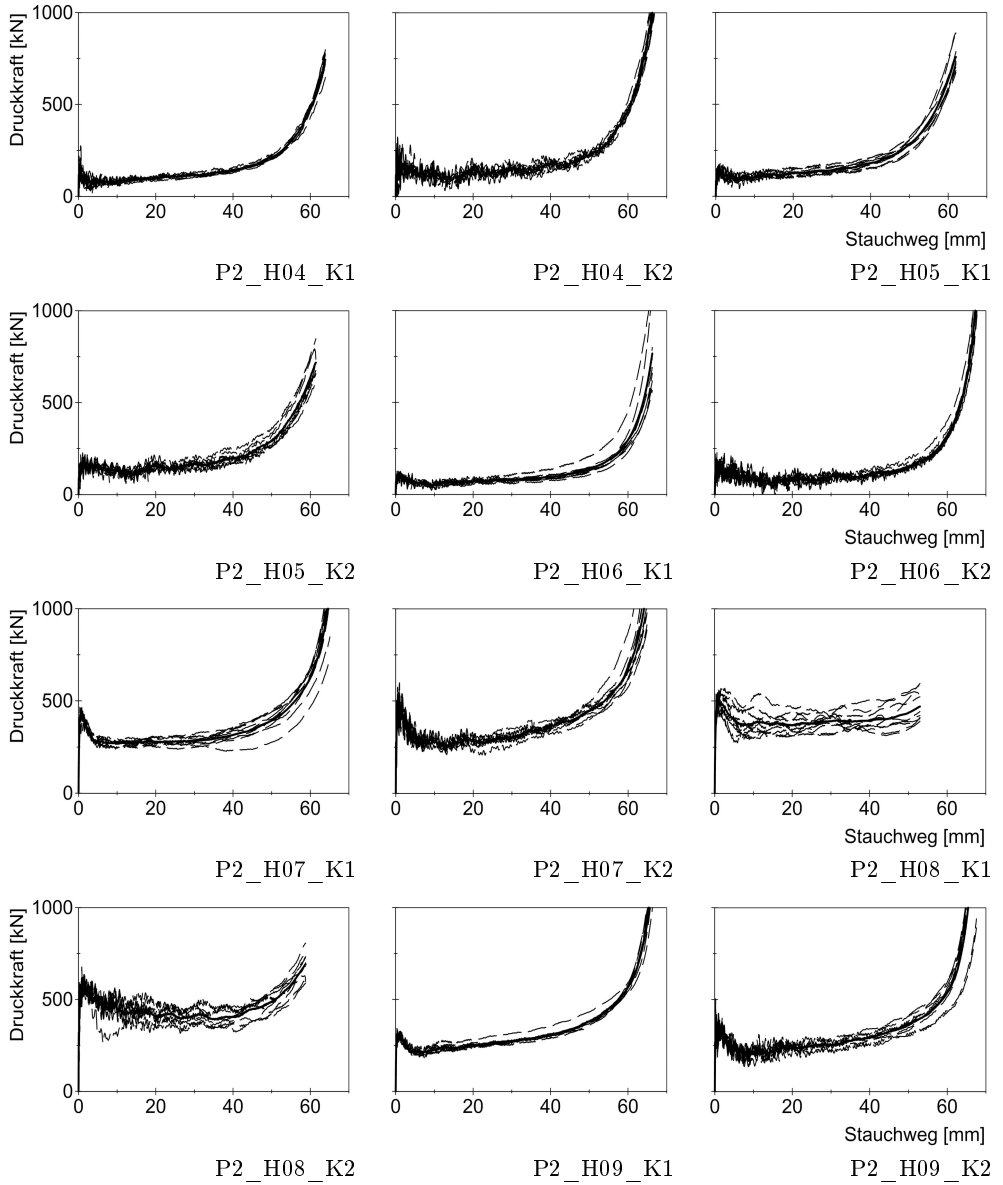


P2_H03_K1



P2_H03_K2

A.5 Vollständige Darstellung der Ergebnisse der Druckversuche



A.6 Numerische Funktionsprüfung des Materialmodells mod. MAT_075

Die Prüfung der numerischen Funktion des Materialmodells mod. MAT_075 erfolgt mit Ein-Elemente-Simulationen. In Tabelle A.5 und Abbildung A.5 sind die Eingangsdaten für die Simulation aufgeführt. Im Folgenden werden die Ergebnisse der Simulation zur Funktionsprüfung erläutert.

1. Zugdeformation ohne Querdehnungsbehinderung

Der Verlauf der VON-MISES-Spannung (entspricht hier der Zugspannung) über die Zugdehnung ist in Abbildung A.6 (links) zu sehen. Nach dem elastischen Bereich, der den implementierten Elastizitätsmodul von 1000 MPa aufweist, beginnt ideal plastisches Fließen bei einer VON-MISES-Spannung von 13,0 MPa. Das entspricht der implementierten einachsigen Zugfestigkeit und kann über die Gleichung der Fließellipse nachvollzogen werden. Es zeigt sich kein unterschiedliches Verhalten zwischen dem originalen und modifizierten MAT_075.

2. Zugdeformation mit Querdehnungsbehinderung

Der Verlauf der VON-MISES-Spannung und der hydrostatischen Zugspannung über die Zugdehnung ist in Abbildung A.6 (rechts) zu sehen. Aufgrund des nicht modifizierten Quellcodes für den Zugbereich verhalten sich die beiden Materialroutinen auch hier identisch: Wegen der elastischen und plastischen Poissonzahl ungleich Null entsteht ein mehrachsiger Spannungszustand im Element. Neben dem deviatorischen Spannungszustand mit der Vergleichsspannung 5,8 MPa existiert ein hydrostatischer Spannungsanteil von 6,3 MPa. Die Werte stimmen mit der Fließellipse überein.

3. Druckdeformation ohne Querdehnungsbehinderung

Der Verlauf der VON-MISES-Spannung über die Druckdehnung ist in Abbildung A.7 (links) zu sehen. Nach dem elastischen Bereich (Elastizitätsmodul 1000 MPa) herrscht in den Elementen beider Materialmodelle eine VON-MISES-Spannung von 20,0 MPa. Das Element, auf das das originale Material MAT_075 angewendet wurde, entfestigt relativ langsam, da dessen Fließkurve von der hier geringen volumetrischen Dehnung abhängt. Das Element, auf das das modifizierte Materialmodell angewendet wurde, entfestigt bereits bei einer geringen Dehnung und erreicht schnell den Endwert der implementierten Fließkurve von 12,0 MPa. Das (erwünschte) zügige Ablaufen der Fließkurve ist auf die hohe deviatorische Dehnung des Elements zurückzuführen, von der die einachsige Fließkurve des modifizierten Modells abhängt. Die genannten Werte sind auf den jeweiligen Fließellipsen wiederzufinden.

4. Druckdeformation mit Querdehnungsbehinderung

Der Verlauf der VON-MISES-Spannung und der hydrostatischen Druckspannung über die Druckdehnung ist in Abbildung A.7 (rechts) zu sehen. Nach dem elastischen Bereich stellt sich ein Spannungszustand mit den Komponenten 13,0 MPa hydrostatischer und 12,0 MPa VON-MISES-Spannung ein. Der Entfestigungsvorgang unterscheidet sich bei beiden Materialroutinen nur geringfügig, da hier die volumetrische Deformation dominiert. Nach der Entfestigung herrscht ein Spannungszustand von 9,9 MPa hydrostatischer und 9,1 MPa von-Mises-Spannung. Die Werte stimmen mit den Fließellipsen überein.

5. Einfache Schubdeformation in der xz-Ebene

Der Verlauf der VON-MISES-Spannung über die Schubdehnung ist für die auf Schub beanspruchten Elemente in Abbildung A.8 (links) zu sehen. Nach dem elastischen Bereich herrscht in den Elementen beider Routinen eine VON-MISES-Spannung von 19,1 MPa,

Tabelle A.5: Eingangsdaten für die Ein-Elemente-Simulation mit dem Materialmodell mod. MAT_075

Materialparameter	Wert
Rohdichte	$1 \cdot 10^{-6} \text{ kg/mm}^3$
Elastizitätsmodul	1000 MPa
Poissonzahl (el. und pl.)	0,3
Einachsige Zugfestigkeit	13 MPa

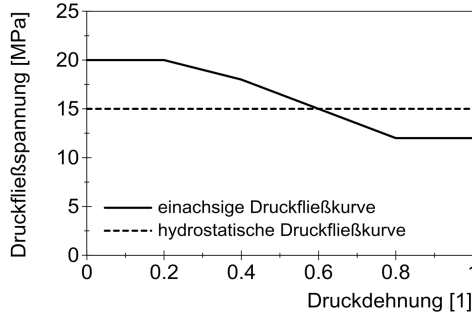


Abbildung A.5: Fließkurven für die Ein-Elemente-Simulation mit dem Materialmodell mod. MAT_075

was mit der Auswertung der Fließellipse übereinstimmt. Im Folgenden bleibt die VON-MISES-Spannung allerdings nicht konstant, sondern erhöht sich. Das ist zurückzuführen auf Spannungen, die in x- und z-Richtung entstehen und zu einer hydrostatischen Druckspannung beitragen. Zu erklären ist das durch die aufgeprägte Deformation, die nur für kleine Verzerrungen annähernd reinen Schub darstellt. Die Tendenz der modifizierten Materialroutine kann dennoch gut erkannt werden: Mit steigender Schubdehnung findet eine wesentlich frühere Entfestigung statt als bei originalem MAT_075, was wieder auf die Abhängigkeit der einachsigen Fließkurve von der deviatorischen Dehnung zurückzuführen ist.

6. Allseitige Druckdeformation

Der Verlauf der hydrostatischen Druckspannung über die Druckdehnung ist für die auf hydrostatischen Druck beanspruchten Elemente in Abbildung A.8 (rechts) zu sehen. Beide Materialmodelle verhalten sich identisch, da ein rein hydrostatischer Spannungszustand vorliegt. Die hier abgerufene hydrostatische Fließkurve wurde nicht modifiziert, die einachsige Fließkurve spielt in diesem Fall keine Rolle. Der Wert der hydrostatischen Druckspannung von 15,0 MPa ist identisch mit der ausgewerteten Fließellipse.

Neben einem konstanten Wert für die hydrostatische Fließkurve wurden auch Simulationen mit veränderlicher hydrostatischer Fließkurve durchgeführt. Auch hier zeigten sich plausible Ergebnisse.

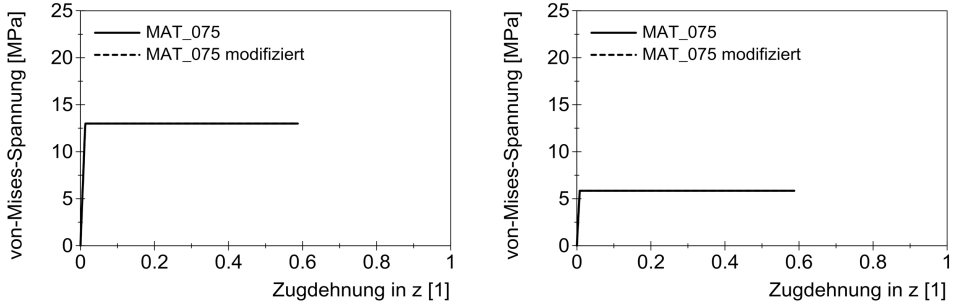


Abbildung A.6: Ergebnisse der Ein-Elemente-Simulation mit dem Materialmodell mod. MAT_075 für die Elemente mit Zugdeformation. Element ohne Querdehnungsbehinderung (links) und mit Querdehnungsbehinderung (rechts)

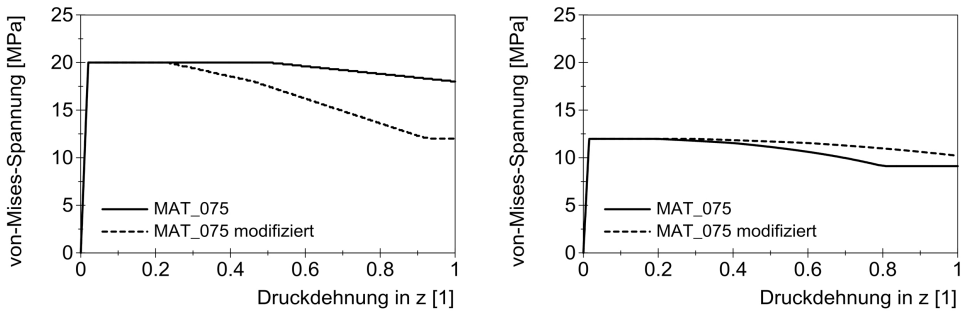


Abbildung A.7: Ergebnisse der Ein-Elemente-Simulation mit dem Materialmodell mod. MAT_075 für die Elemente mit Druckdeformation. Element ohne Querdehnungsbehinderung (links) und mit Querdehnungsbehinderung (rechts)

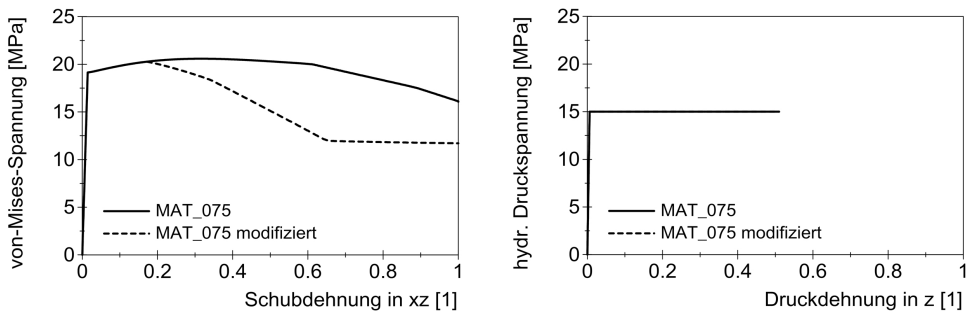


Abbildung A.8: Ergebnisse der Ein-Elemente-Simulation mit dem Materialmodell mod. MAT_075 für die Elemente mit Schub- (links) und allseitiger Druckdeformation (rechts)

A.7 Übersicht über die Eingangsdaten des FE-Modells der Druckversuche

In Tabelle A.6 und Abbildung A.9 sind die Eingangsdaten für das FE-Modell zur Nachrechnung der Druckversuche dargestellt.

Tabelle A.6: Materialmodelle und Parameter für die Nachrechnung der Druckversuche

Bauteil	Materialmodell	Parameter	Wert
Fichtenholzeinlagen	mod. MAT_075 bzw. tiM	div.	(siehe Abschnitt 4.3 bzw. Abschnitt 4.5)
Auflagefläche	MAT_001	Elastizitätsmodul	25000 MPa
		Querkontraktionszahl	0,3
		Rohdichte	7,85 g/cm ³
Spannbacken, Druckbolzen	MAT_001	Elastizitätsmodul	208000 MPa
		Querkontraktionszahl	0,3
		Rohdichte	7,85 g/cm ³
Druckstempel	MAT_001	Elastizitätsmodul	208000 MPa
		Querkontraktionszahl	0,3
		Rohdichte	239,93 g/cm ³
Fallmasse	MAT_001	Elastizitätsmodul	208000 MPa
		Querkontraktionszahl	0,3
		Rohdichte	div. (je nach Fallmasse)
Hartgummimatte	MAT_063	Elastizitätsmodul	1000 MPa
		Querkontraktionszahl ^{A.3}	0,0
		Fließkurve	(siehe Abbildung A.9)
		Rohdichte	1,46 g/cm ³

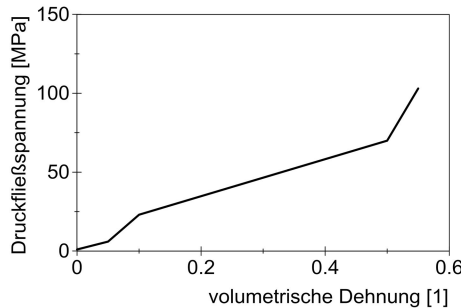


Abbildung A.9: Fließkurve für das Materialmodell MAT_063 (Hartgummimatte) zur Nachrechnung der Druckversuche am Führungsfallprüfstand (basierend auf quasistatischen Druckversuchen)

^{A.3}Die Querkontraktionszahl von Gummi beträgt $\nu = 0,5$. Bei der Nachrechnung der Druckversuche wurde die Querkontraktion vernachlässigt, da sie keine weitere Relevanz hat.

A.8 Herleitung der Festigkeitsvektoren für Zug und Schub (tiM)

Im Folgenden wird für das Materialmodell tiM die Herleitung der Festigkeitsvektoren für Zug und Schub beschrieben, wobei $m = 1..9$ der Index der einzelnen Fließflächen ist.

$m = 1$ (Zug parallel zur Faser)

Aus der Gleichung

$$\{\mathbf{a}_1\}^T \{\boldsymbol{\sigma}_{F,1}\} - 1 = 0$$

folgt mit $S_{t, Pu}$ als anliegender Spannung (Fließspannung), also

$$\{\boldsymbol{\sigma}_{F,1}\}^T = \{S_{t, Pu} \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0\},$$

für die Einträge des linearen Festigkeitsvektors der Fließfläche 1

$$\{\mathbf{a}_1\}^T = \left\{ \frac{1}{S_{t, Pu}} \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \right\}.$$

$m = 2$ (Zug senkrecht zur Faser, S1)

Aus der Gleichung

$$\{\mathbf{a}_2\}^T \{\boldsymbol{\sigma}_{F,2}\} - 1 = 0$$

folgt mit $S_{t, Su}$ als anliegender Spannung, also

$$\{\boldsymbol{\sigma}_{F,2}\}^T = \{0 \ S_{t, Su} \ 0 \ 0 \ 0 \ 0\},$$

für die Einträge des linearen Festigkeitsvektors der Fließfläche 2

$$\{\mathbf{a}_2\}^T = \left\{ 0 \ \frac{1}{S_{t, Su}} \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \right\}.$$

$m = 3$ (Zug senkrecht zur Faser, S2)

Analog zur Fließfläche 2 lässt sich unter Berücksichtigung der transversalen Isotropie der Festigkeitsvektor der Fließfläche 3 berechnen,

$$\{\mathbf{a}_3\}^T = \left\{ 0 \ 0 \ \frac{1}{S_{t, Su}} \ 0 \ 0 \ 0 \right\}.$$

$m = 4$ (Schub in Ebene PS1)

Aus der Gleichung

$$\{\mathbf{a}_4\}^T \{\boldsymbol{\sigma}_{F,4}\} - 1 = 0$$

folgt mit $S_{s, PS}$ als anliegender Spannung, also

$$\{\boldsymbol{\sigma}_{F,4}\}^T = \{0 \ 0 \ 0 \ S_{s, PS} \ 0 \ 0\},$$

für die Einträge des linearen Festigkeitsvektors der Fließfläche 4

$$\{\mathbf{a}_4\}^T = \left\{ 0 \ 0 \ 0 \ \frac{1}{S_{s, PS}} \ 0 \ 0 \right\}.$$

$m = 5$ (Schub in Ebene S1S2)

Aus der Gleichung

$$\{\mathbf{a}_5\}^T \{\boldsymbol{\sigma}_{F,5}\} - 1 = 0$$

folgt mit $S_{s,SS}$ als anliegender Spannung, also

$$\{\boldsymbol{\sigma}_{F,5}\}^T = \{0 \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad S_{s,SS} \quad 0\},$$

für die Einträge des linearen Festigkeitsvektors der Fließfläche 5

$$\{\mathbf{a}_5\}^T = \left\{0 \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad \frac{1}{S_{s,SS}} \quad 0\right\}.$$

$m = 6$ (Schub in Ebene PS2)

Analog zur Fließfläche 4 lässt sich unter Berücksichtigung der transversalen Isotropie der Festigkeitsvektor der Fließfläche 6 berechnen,

$$\{\mathbf{a}_6\}^T = \left\{0 \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad \frac{1}{S_{s,PS}}\right\}.$$

$m = 7$ (Schub in Ebene PS1, negativ)

Analog zur Fließfläche 4 lässt sich der Festigkeitsvektor der Fließfläche 7 berechnen (Vorzeichenumkehr),

$$\{\mathbf{a}_7\}^T = \left\{0 \quad 0 \quad 0 \quad -\frac{1}{S_{s,PS}} \quad 0 \quad 0\right\}.$$

$m = 8$ (Schub in Ebene S1S2, negativ)

Analog zur Fließfläche 5 lässt sich der Festigkeitsvektor der Fließfläche 8 berechnen (Vorzeichenumkehr),

$$\{\mathbf{a}_8\}^T = \left\{0 \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad -\frac{1}{S_{s,SS}} \quad 0\right\}.$$

$m = 9$ (Schub in Ebene PS2, negativ)

Analog zur Fließfläche 6 lässt sich der Festigkeitsvektor der Fließfläche 9 berechnen (Vorzeichenumkehr),

$$\{\mathbf{a}_9\}^T = \left\{0 \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad -\frac{1}{S_{s,PS}}\right\}.$$

A.9 Herleitung der Fließvektoren für Zug und Schub (tiM)

Im Folgenden werden für das Materialmodell tiM die neun Fließvektoren für den Zug- und Schubbereich hergeleitet. Dabei ist $m = 1..9$ der Index der einzelnen Fließflächen. Da die Fließrichtungen eindeutig einer der Materialrichtungen zugewiesen sind, lassen sich die Komponenten der Fließvektoren für Zug und Schub mit der Forderung nach $|\{\mathbf{M}_m\}| = 1$ trivial ableiten:

$$\begin{array}{ll}
 m = 1 \text{ (Zug parallel zur Faser)} & \{\mathbf{M}_1\}^T = \{1 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0\} \\
 m = 2 \text{ (Zug senkrecht zur Faser, S1)} & \{\mathbf{M}_2\}^T = \{0 \ 1 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0\} \\
 m = 3 \text{ (Zug senkrecht zur Faser, S2)} & \{\mathbf{M}_3\}^T = \{0 \ 0 \ 1 \ 0 \ 0 \ 0\} \\
 m = 4 \text{ (Schub in Ebene PS1)} & \{\mathbf{M}_4\}^T = \{0 \ 0 \ 0 \ 1 \ 0 \ 0\} \\
 m = 5 \text{ (Schub in Ebene S1S2)} & \{\mathbf{M}_5\}^T = \{0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 1 \ 0\} \\
 m = 6 \text{ (Schub in Ebene PS2)} & \{\mathbf{M}_6\}^T = \{0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 1\} \\
 m = 7 \text{ (Schub in Ebene PS1, negativ)} & \{\mathbf{M}_7\}^T = \{0 \ 0 \ 0 \ -1 \ 0 \ 0\} \\
 m = 8 \text{ (Schub in Ebene S1S2, negativ)} & \{\mathbf{M}_8\}^T = \{0 \ 0 \ 0 \ 0 \ -1 \ 0\} \\
 m = 9 \text{ (Schub in Ebene PS2, negativ)} & \{\mathbf{M}_9\}^T = \{0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ -1\}
 \end{array}$$

A.10 Detaillierte Struktur des Materialmodells tiM

Die detaillierte Struktur der Programmroutine des Materialmodells tiM ist wie folgt:

1. Variablendeklaration
2. Abrufen benötigter interner LS-DYNA Variablen über Common-Blocks
3. Überprüfung des Elementtyps *solid*
4. Abrufen und Umbenennen der Eingangsdaten des Anwenders (aus dem *k-file*)
5. Parametrisierung modellinterner Variablen (z. B. maximale Anzahl der Iterationen des NEWTON-RAPHSON-Algorithmus)
6. Berechnung der linear-elastischen Nachgiebigkeits- und Steifigkeitsmatrix

$$\text{a) } [\mathbf{C}] = \begin{bmatrix} c_{11} & c_{12} & c_{12} & 0 & 0 & 0 \\ c_{12} & c_{22} & c_{23} & 0 & 0 & 0 \\ c_{12} & c_{23} & c_{22} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & c_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & c_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & c_{44} \end{bmatrix}, \text{ mit}$$

$$c_{11} = \frac{1}{E_P},$$

$$c_{12} = \frac{-\nu_{SP}}{E_S} = \frac{-\nu_{PS}}{E_P},$$

$$c_{22} = \frac{1}{E_S},$$

$$c_{23} = \frac{-\nu_{S1S2}}{E_S},$$

$$c_{44} = \frac{1}{G_{PS1}},$$

$$c_{55} = \frac{1}{G_{S1S2}} = \frac{2(1+\nu_{S1S2})}{E_S}.$$

- b) Die Steifigkeitsmatrix berechnet sich aus der Inversen der Nachgiebigkeitsmatrix $[\mathbf{E}] = [\mathbf{C}]^{-1}$.

7. Berechnung von Dehnungsmaßen und Dehnraten

- a) volumetrische Dehnung (wird nur für Kompression definiert und dann mit positivem Vorzeichen versehen, Zugdeformation wird nicht berücksichtigt)

$$\varepsilon_{v,n+1} = \varepsilon_{v,n} + (d\varepsilon_P + d\varepsilon_{S1} + d\varepsilon_{S2})$$

- b) volumetrische Dehnrate (nur Kompression, dann positiv)

$$\dot{\varepsilon}_{v,n+1} = \frac{d\varepsilon_P + d\varepsilon_{S1} + d\varepsilon_{S2}}{\Delta t}$$

- c) deviatorische Dehnung

$$\varepsilon_{d,n+1} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_P - \varepsilon_{S1})^2 + (\varepsilon_{S1} - \varepsilon_{S2})^2 + (\varepsilon_P - \varepsilon_{S2})^2 + \frac{3}{2}\gamma_{PS1}^2 + \frac{3}{2}\gamma_{S1S2}^2 + \frac{3}{2}\gamma_{PS2}^2}$$

- d) Dehnung parallel zur Faser (nur Kompression, dann positiv)

$$\varepsilon_{P,n+1} = \varepsilon_{P,n} + d\varepsilon_P$$

- e) Dehnung senkrecht zur Faser (nur Kompression, dann positiv)

$$\varepsilon_{S1,n+1} = \varepsilon_{S1,n} + d\varepsilon_{S1} \text{ bzw. } \varepsilon_{S2,n+1} = \varepsilon_{S2,n} + d\varepsilon_{S2}$$

8. Berechnung der Trial-JAUMANN-Rate der KIRCHHOFF-Spannung (vergleiche auch BAZANT, GATTU & VOREL [BGV12])

$$\left\{ \overset{\vee}{\boldsymbol{\tau}}_{n+1} \right\} \approx [\mathbf{E}] \{ \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{el,n+1} \}$$

9. Berechnung der absoluten Trial-CAUCHY-Spannung

- a) $\{\boldsymbol{\tau}_{n+1,tr}\} = \left\{ \overset{\nabla}{\boldsymbol{\tau}}_{n+1} \right\} \Delta t + \{\boldsymbol{\tau}_{n,rot}\}$
 Dabei ist $\{\boldsymbol{\tau}_{n,rot}\}$ der Spannungszustand des letzten Zeitschrittes, der zur Integration bereits von LS-DYNA rotiert wurde (je nach Parameter OSU in *CONTROL_ACCURACY entweder vereinfachte Integration für explizite Löser, siehe z. B. NETO, PERIC & OWENS [NPO08], oder Integration nach HUGHES & WINGET [HW80]).
- b) Umwandlung in absolute CAUCHY-Spannung
 $\{\boldsymbol{\sigma}_{n+1,tr}\} = \{\boldsymbol{\tau}_{n+1,tr}\} \frac{1}{J}$

10. Berechnung der aktuellen Festigkeitswerte

- a) Auslesen der Festigkeitswerte aus den Fließkurven:
- i. einachsige Zugfestigkeit parallel zur Faser $S_{t,Pu} = \text{const.}$
 - ii. einachsige Zugfestigkeit senkrecht zur Faser $S_{t,Su} = \text{const.}$
 - iii. Schubfestigkeit in der Ebene PS $S_{s,PS} = \text{const.}$
 - iv. Schubfestigkeit in der Ebene SS $S_{s,SS} = \text{const.}$
 - v. einachsige Druckfestigkeit parallel zur Faser $S_{c,Pu} = f(\varepsilon_d)$
 - vi. einachsige Druckfestigkeit senkrecht zur Faser $S_{c,Su} = f(\varepsilon_d)$
 - vii. mehrachsige Druckfestigkeit parallel zur Faser $S_{c,Pm} = f(\varepsilon_v)$,
 $S_{c,Pmx} = S_{c,Pmy} = f(\varepsilon_v)$
 - viii. mehrachsige Druckfestigkeit senkrecht zur Faser $S_{c,Sm} = f(\varepsilon_v)$,
 $S_{c,Smx} = S_{c,Smx} = f(\varepsilon_v)$
- b) Auslesen des Skalierungsfaktors Dehnrate
- i. parallel zur Faser $f_{dyn,P} = f(\dot{\varepsilon}_v)$
 - ii. senkrecht zur Faser $f_{dyn,S} = f(\dot{\varepsilon}_v)$
- c) Auslesen des Skalierungsfaktors Temperatur
- i. parallel zur Faser $f_{temp,P} = f(T, \varepsilon_v)$
 - ii. senkrecht zur Faser $f_{temp,S} = f(T, \varepsilon_v)$
- d) Berechnung der skalierten aktuellen Festigkeitswerte
- i. $S_{c,Pu} = S_{c,Pu} \cdot f_{dyn,P} \cdot f_{temp,P}$
 - ii. $S_{c,Su} = S_{c,Su} \cdot f_{dyn,S} \cdot f_{temp,S}$
 - iii. $S_{c,Pm} = S_{c,Pm} \cdot f_{dyn,P} \cdot f_{temp,P}$
 - iv. $S_{c,Sm} = S_{c,Sm} \cdot f_{dyn,S} \cdot f_{temp,S}$

11. Berechnung der 15 Festigkeitsvektoren zur Beschreibung der Fließflächen (siehe Anhang A.10)

12. Auslesen der plastischen Querkontraktionszahlen

- a) seitliche Ausdehnung (Richtung senkrecht) bei Last parallel zur Faser
 $\nu_{pl,PS} = f(\varepsilon_P)$
- b) seitliche Ausdehnung (Richtung parallel) bei Last senkrecht zur Faser
 $\nu_{pl,SP} = f(\varepsilon_S)$
- c) seitliche Ausdehnung (Richtung senkrecht) bei Last senkrecht zur Faser
 $\nu_{pl,SS} = f(\varepsilon_S)$

13. Aufstellen der Fließkriterien; Überprüfen der Aktivität der Fließkriterien; bei Aktivität Aufstellen des zugehörigen Fließvektors
Vorgehen für $m = 1.. 15$:
 - a) Berechnung der Fließkriterien anhand der CAUCHY-Trialspannung

$$\Phi_m = \{\mathbf{a}_m\}^T \{\boldsymbol{\sigma}_{n+1,tr}\} - 1$$
 - b) falls Fließkriterium aktiv, Aktivierung der entsprechenden Flags und Berechnung des Fließvektors:


```

          if  $\Phi_m > 0$ 
             $m_{m,adm} = 1$ 
             $\{\mathbf{M}_m\} = \dots$ 
          else
             $m_{m,adm} = 0$ 
          endif
```
14. Wenn kein Fließkriterium aktiv: Trial-Spannung beibehalten


```

      if  $m_{m,adm} = 0 \ \forall m, m = 1.. 15$ 
         $\{\boldsymbol{\sigma}_{n+1}\} = \{\boldsymbol{\sigma}_{n+1,tr}\}$ 
      endif
```
15. Wenn ein/mehrere Fließkriterien aktiv:
 - a) relevantes Fließkriterium suchen
 - i. $f_{max} = \max(f_M)$; $m = 1.. 15$
 - ii. $M = m(f_{max})$ (M ist die Nummer des relevanten aktiven Fließkriteriums)
 - b) Richtung der Rückprojektion berechnen (siehe auch BRANNON [Bra07])

$$\{\mathbf{A}\} = [\mathbf{E}] \{\mathbf{M}_M\}$$
 - c) NEWTON-RAPHSON-Verfahren zur Rückprojektion auf die Fließfläche ausführen


```

          do while  $f_M > 0$ 
             $\{\boldsymbol{\sigma}_{NR}\} = \{\boldsymbol{\sigma}_{n+1,tr}\} - g \{\mathbf{A}\}$ 
             $\Phi_M = \{\mathbf{a}_M\}^T \{\boldsymbol{\sigma}_{NR}\} - 1$ 
             $g = g - \Phi_M \left( \frac{\partial \Phi_M}{\partial g} \right)^{-1}$ 
          enddo
```
 - d) Update der Spannungen

$$\{\boldsymbol{\sigma}_{n+1}\} = \{\boldsymbol{\sigma}_{NR}\}$$
16. Update der History-Variablen
17. Return der Spannungen $\{\boldsymbol{\sigma}_{n+1}\}$ an LS-DYNA

A.11 Numerische Funktionsprüfung des Materialmodells tiM

Zur Prüfung der numerischen Funktion des erstellten Materialmodells tiM werden Ein-Elemente-Simulationen durchgeführt. In Tabelle A.7 und den Abbildungen A.10 und A.11 sind die Eingangsdaten für die Simulation aufgeführt. Die elastischen Kennwerte erfüllen die Forderung von LEMPRIER [Lem68] nach energetischer Konsistenz $|\nu_{ij}| < \sqrt{E_j/E_i}$. Im Folgenden werden die Ergebnisse der Simulation zur Funktionsprüfung erläutert.

Die Auswertung der linear-elastischen Steigungen bzw. der Spannungs-Dehnungs-Verläufe der Elemente 1 (einachsiger Zug) und 5 (Schub) ergibt, dass die von der Simulation ausgegebenen elastischen Module mit den entsprechenden Eingangsdaten übereinstimmen (vergleiche Abbildungen A.12 und A.8). Das elastische Materialverhalten wird somit vom Modell korrekt wiedergegeben.

1. Zugdeformation ohne Querdehnungsbehinderung

Für einachsige Zugbeanspruchung (Zug ohne Querdehnungsbehinderung) ist der von der Simulation ausgegebene Spannungs-Dehnungsverlauf in Abbildung A.12 links dargestellt. Das Material verhält sich ideal-plastisch, wobei Fließen bei den implementierten Zugfestigkeiten parallel zur Faser $S_{t, Pu} = 20$ MPa (Fließfläche 1) und senkrecht zur Faser $S_{t, Su} = 15$ MPa (Fließfläche 2 bzw. 3) stattfindet. Entsprechend der assoziierten Fließregel für die ungekoppelten Fließflächen findet keine plastische Querdehnung des Elements statt.

2. Zugdeformation mit Querdehnungsbehinderung

Bei mehrachsiger Zugbeanspruchung (Zug mit Querdehnungsbehinderung) ergeben sich die in Abbildung A.12 rechts gezeigten Spannungs-Dehnungsverläufe. Aufgrund der nicht vorhandenen plastischen Querdehnung bei Zug entstehen seitliche Spannungen in x- und y-Richtung nur aufgrund der elastischen Querdehnung. Parallel zur Faser belastet findet Fließen wieder bei $S_{t, Pu} = 20$ MPa (Fließfläche 1) statt, wegen der elastischen Poissonzahl $\nu_{PS} = 0,00$ zeigen sich keine seitlichen Spannungen. Bei Last senkrecht zur Faser fließt das Material bei $S_{t, Su} = 15$ MPa (Fließfläche 2 bzw. 3), eine seitliche Spannungskomponente in y-Richtung tritt entsprechend der elastischen Poissonzahl von $\nu_{SS} = 0,40$ in Höhe von

$$\sigma_y = \left(\frac{\nu_{PS}}{E_P} \sigma_x + \frac{\nu_{SS}}{E_S} \sigma_z \right) E_S = 6 \text{ MPa}$$

auf. Das plastische Materialverhalten bei Zug wird vom Modell somit korrekt wiedergegeben.

3. Druckdeformation ohne Querdehnungsbehinderung

Die Spannungs-Dehnungs-Verläufe aus der Simulation für einachsigen Druck (ohne Querdehnungsbehinderung) zeigt Abbildung A.13. Fließen beginnt jeweils bei den von den Fließkurven vorgegebenen Werten $S_{c, Pu} (\varepsilon_d = 0) = 20$ MPa und $S_{c, Su} (\varepsilon_d = 0) = 5$ MPa. Zu erkennen ist das implementierte entfestigende Materialverhalten bei Belastung parallel zur Faser bzw. das leicht verfestigende Verhalten bei Belastung senkrecht zur Faser. Eine Betrachtung der Ausdehnung der Elemente zeigt, dass die plastischen Poissonzahlen korrekt vom Modell wiedergegeben werden.

4. Druckdeformation mit Querdehnungsbehinderung

Bei mehrachsiger Druckbeanspruchung (Druck bei Querdehnungsbehinderung) entstehen die in Abbildung A.14 gezeigten Spannungs-Dehnungs-Verläufe. Sowohl parallel als auch senkrecht zur Faser belastet liegt nun ein vollkommen anderer Spannungsverlauf vor. Das resultiert aus dem hohen Anteil der volumetrischen Verformung, wodurch nun die mehrachsige Fließkurve durchlaufen wird. Der Fließbeginn wird von

Tabelle A.7: Eingangsdaten für die Ein-Elemente-Simulation mit dem Materialmodell tiM

Materialparameter	Wert	Materialparameter	Wert
YM1	10000 MPa	T_low	-10 °C
YM2	600 MPa	T_high	33 °C
PR12	0,00	LC_PRp12	0,45
PR23	0,40	LC_PRp21	0,00
G12	600 MPa	LC_PRp23	0,40
S_tpu	20 MPa	LC_pTlow	1,5
S_tsu	15 MPa	LC_sTlow	1,5
S_sps	10 MPa	LC_pThigh	0,5
S_sss	5 MPa	LC_sThigh	0,5
T_ref	23 °C	RHO	$1 \cdot 10^{-6} \text{ kg/mm}^3$

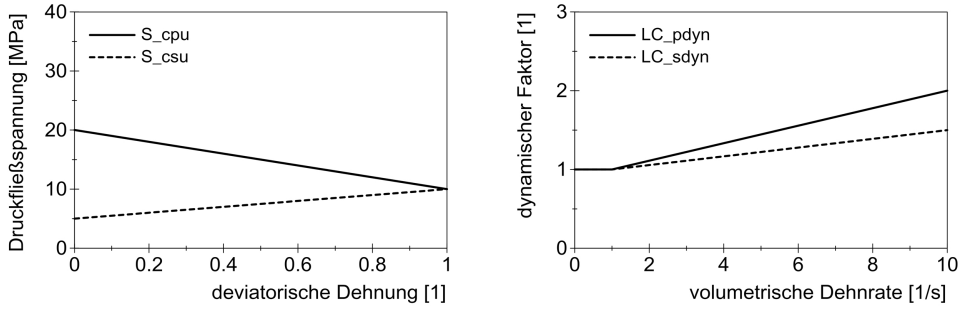


Abbildung A.10: Einachsige Fließkurven (links) und Dehnratenfaktor (rechts) für die Ein-Elemente-Simulation mit dem Materialmodell tiM

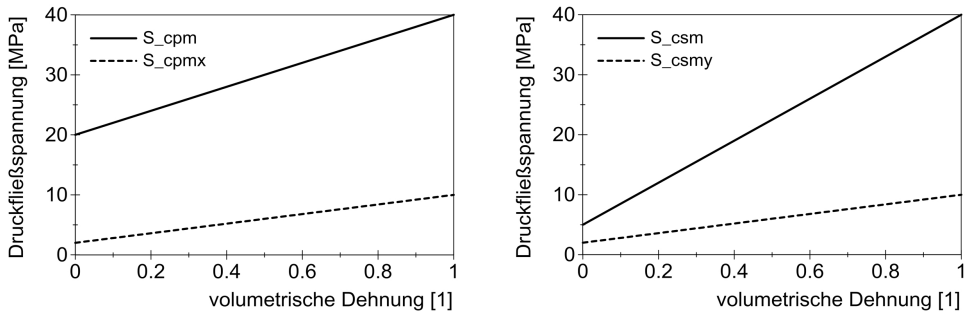


Abbildung A.11: Mehrachsige Fließkurven für die Ein-Elemente-Simulation mit dem dem Materialmodell tiM. Last parallel (links) und senkrecht zur Faser (rechts)

der Simulation mit $S_{c, Pm}(\varepsilon_v = 0) = 20 \text{ MPa}$ (Fließfläche 12) bzw. $S_{c, Sm}(\varepsilon_v = 0) = 5 \text{ MPa}$ (Fließfläche 10 bzw. 11) korrekt abgebildet. Der weitere Verlauf wird ebenfalls korrekt dargestellt. Auch die seitlichen Spannungen sind mit $S_{c, Pmx}(\varepsilon_v = 0) = S_{c, Pmy}(\varepsilon_v = 0) = 2 \text{ MPa}$ bzw. $S_{c, Smx}(\varepsilon_v = 0) = 0 \text{ MPa}$ und $S_{c, Smy}(\varepsilon_v = 0) = 2 \text{ MPa}$ sowie in ihrem weiteren Verlauf ebenfalls korrekt. Das plastische Materialverhalten bei Druck wird vom Modell korrekt wiedergegeben. Insbesondere der Ansatz, bei dominierender deviatorischer Verformung andere charakteristische Spannungs-Dehnungs-Verläufe zu erzielen als bei dominierender volumetrischer Verformung, zeigt sich als erfolgreich.

5. Einfache Schubdeformation in der xz-Ebene

Der Spannungs-Dehnungs-Verlauf für Schubverformung ist in Abbildung A.8 (links) dargestellt. Das implementierte ideal plastische Materialverhalten wird mit der Fließspannung von $S_{s, PS} = 10 \text{ MPa}$ (Schub in der Ebene PS, Fließfläche 4 bzw. 6) bzw. $S_{s, SS} = 5 \text{ MPa}$ (Schub in der Ebene SS zur Faser, Fließfläche 5) korrekt dargestellt.

6. Allseitige Druckdeformation

Abbildung A.8 (rechts) zeigt den sich einstellenden Spannungs-Dehnungs-Verlauf für hydrostatische Druckverformung. Fließen findet wegen der hohen Mehrachsigkeit des Spannungszustandes auf den „Schlussflächen“ (Fließflächen 13, 14, 15) statt. Zudem ist die volumetrische Dehnung vergleichsweise höher als bei Element 4 (Druck mit Querdehnungsbehinderung), was zu einem schnelleren Durchlaufen der Fließkurven und schließlich Extrapolation der Fließkurven über den definierten Bereich hinaus führt. Das Ergebnis ist plausibel.

Abbildung A.16 zeigt den Einfluss der Elementtemperatur und der aufgeprägten Belastungsgeschwindigkeit auf den Spannungs-Dehnungs-Verlauf von Element 4 (Druck mit Querdehnungsbehinderung, Belastung parallel zur Faser). Bezüglich des Temperatureinflusses ist erkennbar, dass die Steigerung der Temperatur von 23°C auf 33°C mit einer Verringerung der Festigkeit um den Faktor 0,5 verbunden ist, wie es in den Eingangsdaten vorgegeben wurde. Entsprechend steigt die Festigkeit bei Absenkung der Temperatur auf -10°C um den vorgegebenen Faktor 1,5. Bezüglich des Dehnrateneinflusses ist eine Steigerung des Spannungs-Dehnungs-Verlaufes mit steigender Belastungsgeschwindigkeit zu erkennen. Die implementierte Dehnratenabhängigkeit kann z. B. zu Beginn des plastischen Fließens erkannt werden: Die Steigerung der Belastungsgeschwindigkeit von 1 mm/s auf 10 mm/s resultiert - durch die Elementkantenlänge von ca. 1 mm bei Fließbeginn - in eine initiale volumetrische Dehnraten bei Fließbeginn von ca. $10^1/\text{s}$. Die erkennbare (initiale) Steigerung der Festigkeit beträgt 200%, was den Eingangsdaten entspricht. Der elastische Modul ändert sich nicht mit der Temperatur oder Dehnraten, da im Modell nur das plastische Verhalten berücksichtigt wird. Das Modell repräsentiert den Einfluss von Temperatur und Dehnraten in der gewünschten Art und Weise.

Um die Objektivität der Materialroutine gegenüber Starrkörperdrehungen zu bestätigen, wurde ein Element unter seitlicher Dehnungsbehinderung komprimiert und mit einer überlagerten Starrkörperdrehung um die y-Achse (linear ansteigende Winkelgeschwindigkeit) versehen, siehe Abbildung A.17. Ein Vergleich der Simulationsergebnisse mit denen von Element 4 zeigt nur geringfügige Unterschiede im Spannungs-Dehnungs-Verlauf, die auf die Implementierung der Deformation mittels diskreter Geschwindigkeitsstützstellen zurückzuführen sind. Insbesondere Schubspannungen in der zx-Ebene, die aus dem Spintensor um die y-Achse bei nicht objektiver Integration resultieren, treten nicht auf. Das belegt die geforderte Objektivität der Materialroutine.

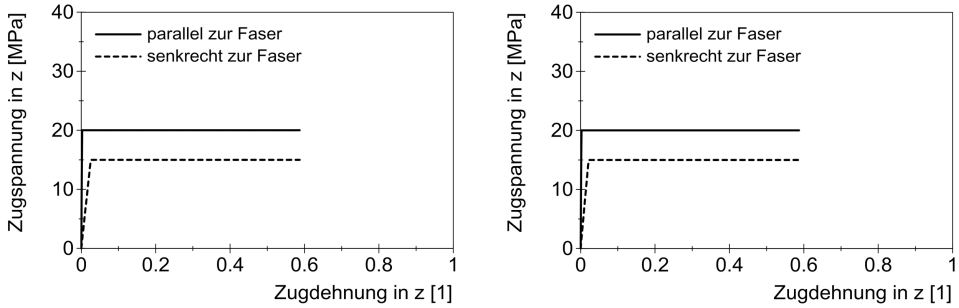


Abbildung A.12: Ergebnisse der Ein-Elemente-Simulation mit dem Materialmodell tiM für die Elemente mit Zugdeformation. Last parallel (links) und senkrecht zur Faser (rechts)

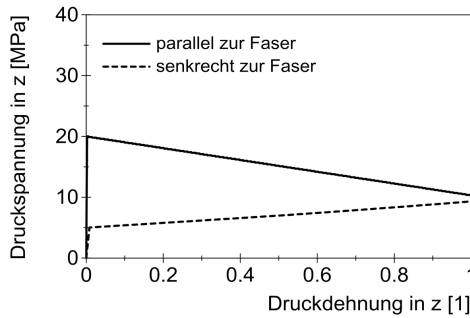


Abbildung A.13: Ergebnisse der Ein-Elemente-Simulation mit dem Materialmodell tiM für die Elemente mit Druckdeformation ohne QDB

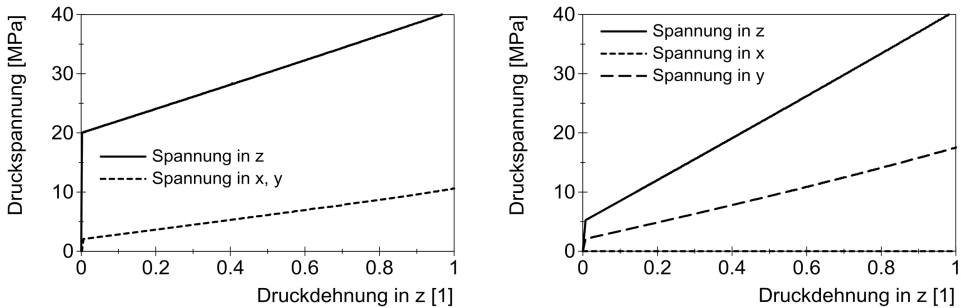


Abbildung A.14: Ergebnisse der Ein-Elemente-Simulation mit dem Materialmodell tiM für die Elemente mit Druckdeformation mit QDB. Last parallel (links) und senkrecht zur Faser (rechts)

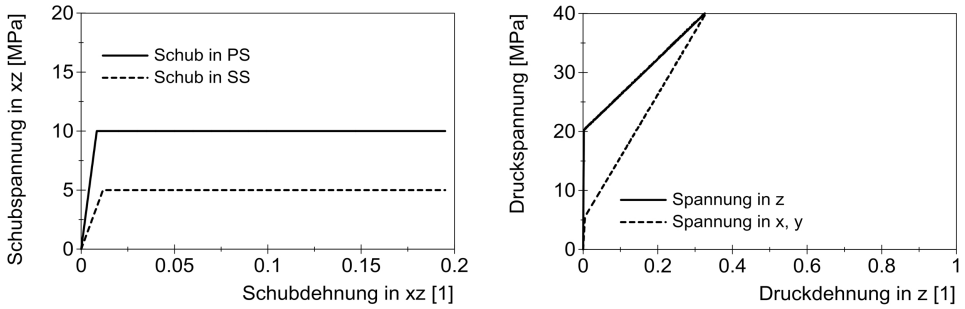


Abbildung A.15: Ergebnisse der Ein-Elemente-Simulation mit dem Materialmodell tiM für die Elemente mit Schubdeformation (links) und allseitiger Druckdeformation (rechts)

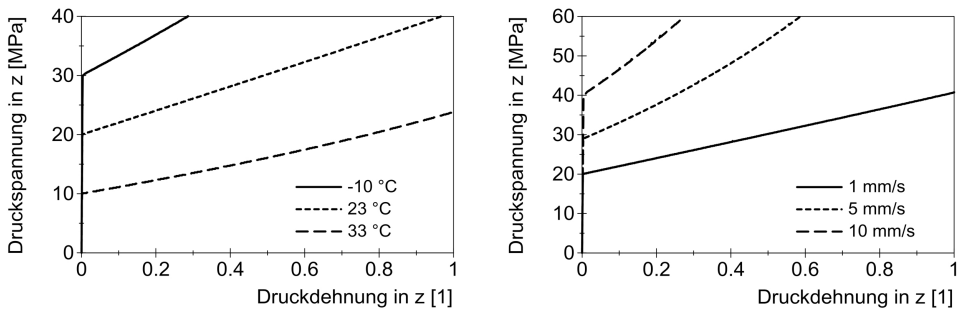


Abbildung A.16: Ergebnisse der Ein-Elemente-Simulation mit dem Materialmodell tiM für das Element mit QDB und Druckdeformation parallel zur Faser. Temperatureinfluss (links) und Dehrrateneinfluss (rechts)

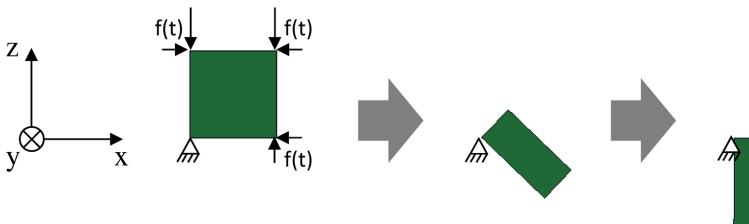


Abbildung A.17: Element mit Druckdeformation (QDB) und überlagerter Starrkörperrotation

A.12 Übersicht über die Eingangsdaten des Materialmodells tiM

Tabelle A.8 gibt eine Übersicht über die Eingangsdaten für das Materialmodell tiM. Einheiten sind gemäß dem gewählten Einheitensatz des FE-Codes LS-DYNA zu definieren.

Tabelle A.8: Übersicht über die Eingangsdaten des Materialmodells tiM

YM1, YM2	Elastizitätsmodul parallel, senkrecht zur Faser,
G12	Schubmodul in Ebene PS
PR12, PR23	Elastische Querkontraktionszahl parallel-senkrecht, senkrecht-senkrecht
S_tpu, S_tsu	Einachsige Zugfestigkeit parallel, senkrecht zur Faser
S_sps, S_sss	Schubfestigkeit in Ebene PS, SS
LC_cpu	Nummer der Kurve "einachsige Druckfestigkeit parallel zur Faser als Funktion der deviatorischen Dehnung"
LC_csu	Nummer der Kurve "einachsige Druckfestigkeit senkrecht zur Faser als Funktion der deviatorischen Dehnung"
LC_cpm	Nummer der Kurve "mehrachsiges Druckfestigkeit parallel zur Faser als Funktion der volumetrischen Dehnung"
LC_cpmx	Nummer der Kurve "mehrachsiges Druckfestigkeit parallel zur Faser - x-Anteil als Funktion der volumetrischen Dehnung"
LC_csm	Nummer der Kurve "mehrachsiges Druckfestigkeit senkrecht zur Faser als Funktion der volumetrischen Dehnung"
LC_csmx	Nummer der Kurve "mehrachsiges Druckfestigkeit senkrecht zur Faser - y-Anteil als Funktion der volumetrischen Dehnung"
LC_PRp12	Nummer der Kurve "plastische Querkontraktionszahl parallel-senkrecht als Funktion der Druckdehnung parallel zur Faser"
LC_PRp21	Nummer der Kurve "plastische Querkontraktionszahl senkrecht-parallel als Funktion der Druckdehnung senkrecht zur Faser"
LC_PRp23	Nummer der Kurve "plastische Querkontraktionszahl senkrecht-senkrecht als Funktion der Druckdehnung senkrecht zur Faser"
LC_pdyn	Nummer der Kurve "dynamischer Faktor parallel zur Faser in Abhängigkeit der volumetrischen Dehnrates"
LC_sdyn	Nummer der Kurve "dynamischer Faktor senkrecht zur Faser in Abhängigkeit der volumetrischen Dehnrates"
T_ref	Referenztemperatur, bei der die Fließkurven ermittelt wurden
T_low	Niedrige bzw. hohe Temperatur, bei der die Fließkurven ermittelt wurden
T_high	
LC_pTlow	Nummer der Kurve "Skalierungsfaktor parallel zur Faser für niedrige Temperatur in Abhängigkeit der volumetrischen Dehnung"
LC_sTlow	Nummer der Kurve "Skalierungsfaktor senkrecht zur Faser für niedrige Temperatur in Abhängigkeit der volumetrischen Dehnung"
LC_pThigh	Nummer der Kurve "Skalierungsfaktor parallel zur Faser für hohe Temperatur in Abhängigkeit der volumetrischen Dehnung"
LC_sThigh	Nummer der Kurve "Skalierungsfaktor senkrecht zur Faser für niedrige Temperatur in Abhängigkeit der volumetrischen Dehnung"
RHO	Rohdichte

A.13 Übersicht über die Eingangsdaten des FE-Fallversuchsmodells

Die Tabellen A.9 und A.10 sowie Abbildung A.18 geben einen Überblick über die Eingangsdaten, die für das FE-Modell zur Nachrechnung des Behälterfallversuchs verwendet wurden.

Tabelle A.9: Materialmodelle und Parameter für die Nachrechnung des Fallversuchs

Bauteil	Materialmodell	Parameter	Wert
Fichtenholzeinlagen	tiM	div.	(siehe Abschnitt 4.5)
Stoßdämpferblech	MAT_024	Elastizitätsmodul	208000 MPa
		Querkontraktionszahl	0,3
		Fließkurve	(siehe Abbildung A.18)
		eff. pl. Schadensdehnung	0,3
		Rohdichte	7,85 g/cm ³
Inhalt	MAT_063	Elastizitätsmodul	210000 MPa
		Querkontraktionszahl	0,3
		Fließkurve	(siehe Abbildung A.18)
		Rohdichte	3,65 g/cm ³
Behälterkörper	MAT_001	Elastizitätsmodul	208000 MPa
		Querkontraktionszahl	0,3
		Rohdichte ^{A.4}	5,54 g/cm ³
Deckel, massive Stoßdämpferteile	MAT_001	Elastizitätsmodul	208000 MPa
		Querkontraktionszahl	0,3
		Rohdichte	7,85 g/cm ³

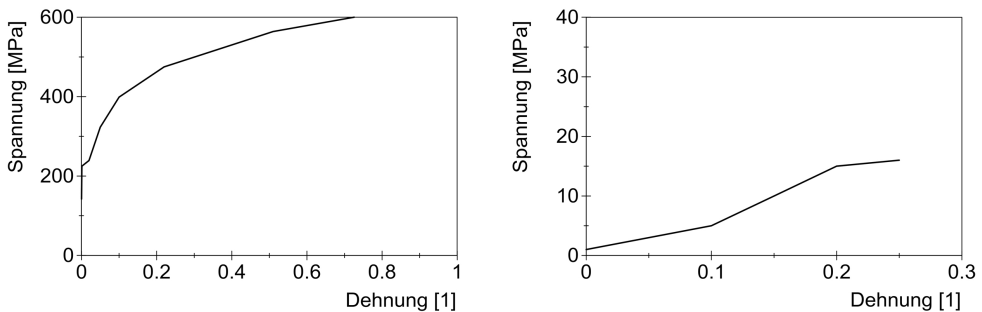


Abbildung A.18: Fließkurven für die Materialmodelle MAT_024 (Stoßdämpferblech, nach NEUMANN [Neu09], links) und MAT_063 (Inhalt, basierend auf HUANG, XU & HU [HXH13], rechts) für die Fallversuchsrechnung

^{A.4}Die physikalische Rohdichte des Gusseisens des Behälterkörpers wurde abgesenkt, um Hohlbohrungen für das Moderator material zu berücksichtigen. Die Hohlbohrungen wurden bei der geometrischen Modellierung vernachlässigt.

Tabelle A.10: Verwendete Reibkoeffizienten bei Kontaktpaarungen im Testbehältermodell

<u>Kontaktpaarung</u>	<u>Reibkoeffizient</u>
Stoßdämpferblech - Holzeinlagen	0,15
Holzeinlagen - Holzeinlagen	0,15
Stoßdämpfer - Behälterkörper	0,30
Inhalt - Behälterkörper/Deckel	0,30

Abkürzungen und Symbole

Abkürzungen

ASME	AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS
BAM	BUNDESANSTALT FÜR MATERIALFORSCHUNG UND -PRÜFUNG
BfS	BUNDESAMT FÜR STRAHLENSCHUTZ
FE	Finite Elemente
FEM	Finite-Elemente-Methode
FFP	Prüfstand für geführte Fallversuche (Führungsfallprüfstand)
FPL	FOREST PRODUCTS LABORATORY
GNS	GESELLSCHAFT FÜR NUKLEAR-SERVICE MBH
IAEA	INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY
mod. MAT_075	modifiziertes Materialmodell MAT_075
P	parallele Richtung
PTFE	Polytetrafluorethylen
QDB	Querdehnungsbehinderung
R	radiale Richtung
SPS	servohydraulischer Stoßprüfstand
TCSC	TRANSPORT CONTAINER STANDARDISATION COMMITTEE
tiM	transversal isotropes Materialmodell
T	tangentiale Richtung
UK	Unterklasse der Sortierklasse S 13 nach DIN 4074-1

Arabische Symbole

a	Tensor der inversen Festigkeitswerte	[1/MPa]
a	Halbmesser der Fließellipse	[MPa]
\bar{a}	Mittelwert der Stichprobe a	[N]
A_{rech}	rechnerisch ermittelter Probenquerschnitt	[m ²]
A_{Probe}	Querschnittsfläche der Probe	[m ²]

b	Volumenlast	[m/s ²]
\mathcal{B}	beliebiger Körper	[–]
b	Halbmesser der Fließellipse	[MPa]
\bar{b}	Mittelwert der Stichprobe b	[N]
B_u	Matrix der örtlich differenzierten Ansatzfunktionen	[1/m]
c	Wellenausbreitungsgeschwindigkeit	[m/s]
D	Verzerrungsgeschwindigkeitstensor	[1/s]
dA	infinitesimales Flächenelement	[m ²]
D_{εu}	Differentialoperator	[1/m]
df	infinitesimaler Kraftvektor	[N]
$\delta\mathbf{u}$	virtuelles Verschiebungsfeld	[m]
E	Elastizitätstensor	[MPa]
e	spezifische innere Energie	[J/kg]
E_a	von der Probe aufgenommene Energie	[J]
E_t	Tangentensteifigkeitstensor	[MPa]
E_P	Elastizitätsmodul in paralleler Richtung	[MPa]
E_R	Elastizitätsmodulin radialer Richtung	[MPa]
E_T	Elastizitätsmodul in tangentialer Richtung	[MPa]
F	Deformationsgradient	[1]
f_{dyn}	dynamischer Faktor	[1]
$\mathbf{f}_{e,a}$	Elementvektor der Randlasten	[N]
$\mathbf{f}_{e,v}$	Elementvektor der Volumenlasten	[N]
F_{exp}	experimentell ermittelte Druckkraft	[N]
\mathbf{f}_i	Einzellast	[N]
\mathbf{f}_S	Systemlastvektor	[N]
f_{temp}	Temperatur-Faktor	[1]
F_x	seitlich wirkende Kraft in der Einspannvorrichtung	[N]
F_y	seitlich wirkende Kraft in der Einspannvorrichtung	[N]
F_z	Druckkraft der Prüfmaschine	[N]
$F_{z,50\%}$	Druckkraft bei 50 % Stauchung	[N]

F_c	Bruchkraft	[N]
F_{max}	maximale Prüfkraft	[N]
g	Erdbeschleunigung	[m/s ²]
G_{PR}	Schubmodul in der Ebene parallel-radial	[MPa]
G_{PT}	Schubmodul in der Ebene parallel-tangential	[MPa]
G_{TR}	Schubmodul in der Ebene tangential-radial	[MPa]
H	Rückspannungstensor	[MPa]
H_u	Matrix der Ansatzfunktionen	[1]
I	Einheitstensor zweiter Stufe	[1]
K_{e,t}	tangentiale Elementsteifigkeitsmatrix	[N/m]
K_{S,t}	tangentiale Systemsteifigkeitsmatrix	[N/m]
L	Geschwindigkeitsgradient	[1/s]
L_{min}	kleinste Elementabmessung	[m]
M	Fließvektor	[1]
m	Fließflächenindex	[1]
M_e	Elementmassenmatrix	[kg]
$M_{m,P}$	Komponente des Fließvektors in P (tiM)	[1]
$M_{m,PS1}$	Komponente des Fließvektors in PS1 (tiM)	[1]
$M_{m,PS2}$	Komponente des Fließvektors in PS2 (tiM)	[1]
M_S	Systemmassenmatrix	[kg]
$M_{m,S1}$	Komponente des Fließvektors in S1 (tiM)	[1]
$M_{m,S1S2}$	Komponente des Fließvektors in S1S2 (tiM)	[1]
$M_{m,S2}$	Komponente des Fließvektors in S2 (tiM)	[1]
m_{dtr}	Masse des darrtrockenen Holzes	[kg]
m_u	Masse des feuchten Holzes	[kg]
n	Exponent der HANKINSON-Gleichung	[1]
n_a	Größe der Stichprobe a	[1]
n_b	Größe der Stichprobe b	[1]
n_e	Anzahl der finiten Elemente	[1]
n_n	Anzahl der Knoten eines finiten Elements	[1]

Abkürzungen und Symbole

p	hydrostatischer Druck	[MPa]
p_c	hydrostatische Druckfestigkeit	[MPa]
p_t	hydrostatische Zugfestigkeit	[MPa]
Q	Rotationstensor	[1]
q	Wärmeflussvektor	[J/kg s]
Q	plastisches Potential	[MPa]
q	Verfestigungsparameter	[1]
\mathbb{R}^3	EUKLIDISCHER RAUM	[–]
R	Rotationstensor	[–]
r	spezifische Wärmezufuhr	[J/kg s]
s	spezifische Entropie	[J/kg]
s_{ab}	gewichtete Varianz	[N]
$S_{c, Pmx}$	mehrachsiges Druckfestigkeit lateraler Anteil par. (tiM)	[MPa]
$S_{c, Pmy}$	mehrachsiges Druckfestigkeit lateraler Anteil par. (tiM)	[MPa]
$S_{c, Pu}$	einachsiges Druckfestigkeit parallel zur Faser (tiM)	[MPa]
$S_{c, Sm}$	mehrachsiges Druckfestigkeit senkrecht zur Faser (tiM)	[MPa]
$S_{c, Smx}$	mehrachsiges Druckfestigkeit lateraler Anteil senk. (tiM)	[MPa]
$S_{c, Smy}$	mehrachsiges Druckfestigkeit lateraler Anteil senk. (tiM)	[MPa]
$S_{c, Pm}$	einachsiges Druckfestigkeit senkrecht zur Faser (tiM)	[MPa]
$S_{c, Su}$	einachsiges Druckfestigkeit senkrecht zur Faser (tiM)	[MPa]
s_{DS}	Verschiebung des Druckstempels	[m]
$S_{s, PS}$	Schubfestigkeit in der Ebene PS (tiM)	[MPa]
$S_{s, SS}$	Schubfestigkeit in der Ebene SS (tiM)	[MPa]
S_t	Zugfestigkeit	[MPa]
$S_{t, Pu}$	einachsiges Zugfestigkeit parallel zur Faser (tiM)	[MPa]
$S_{t, Su}$	einachsiges Zugfestigkeit senkrecht zur Faser (tiM)	[MPa]
S_c	Druckfestigkeit	[MPa]
$S_{ct, \parallel}$	Zug- bzw. Druckfestigkeit parallel zur Faser	[MPa]
$S_{ct, \perp}$	Zug- bzw. Druckfestigkeit senkrecht zur Faser	[MPa]
$S_{ct, \angle}$	Zug- bzw. Druckfestigkeit im Winkel θ zur Faser	[MPa]

S_p	erweiterte Proportionalitätsgrenze	[MPa]
S_s	Schubfestigkeit	[MPa]
\mathbf{t}	CAUCHY-Spannungsvektor	[MPa]
t	Zeit	[s]
Δt	Zeitschrittweite	[s]
Δt^{crit}	kritische Zeitschrittweite	[s]
t_k	kritischer t -Wert	[1]
t_W	t -Wert für Signifikanztest	[1]
\mathbf{U}	rechter Strecktensor	[1]
\mathbf{u}	materieller Verschiebungsvektor	[–]
u	Feuchtegehalt	[%]
$\ddot{\mathbf{u}}_S$	Vektor der Systemknotenverschiebungen	[m/s ²]
\mathbf{u}_e	Vektor der Elementknotenverschiebungen	[m]
\mathbf{u}_S	Vektor der Systemknotenverschiebungen	[m]
\mathbf{V}	linker Strecktensor	[1]
V	Volumen in der Referenzkonfiguration	[m ³]
v	Volumen in der Momentankonfiguration	[m ³]
V_u	Volumen bei Feuchtegehalt u	[m ³]
\mathbf{W}	Wirbeltensor	[1/s]
W	Formenergiedichte	[MPa]
W_{ext}	virtuelle äußere Arbeit	[J]
W_{int}	virtuelle innere Arbeit	[J]
\mathbf{X}	Positionsvektor eines Punktes in der Referenzkonfiguration	[m]
\mathbf{x}	Positionsvektor eines Punktes in der Momentankonfiguration	[m]
x_0	Mittelpunkt der Fließellipse	[MPa]

Griechische Symbole

α	Parameter im plastischen Potenzial	[1]
β	Konstante im NEWMARK-Verfahren	[1]
$\partial\Omega$	Rand eines Gebietes	[–]
ε_d	deviatorische Vergleichsdehnung	[1]

ϵ_{dev}	deviatorischer Anteil des HENCKY-Verzerrungstensors	[1]
$\epsilon_{d,rech}$	rechnerisch ermittelte Vergleichsdehnung	[1]
ϵ_v	volumetrische Dehnung	[1]
ϵ_{vol}	volumetrischer Anteil des HENCKY-Verzerrungstensors	[1]
ϵ_{lin}	Dehnungstensor kleiner Deformationen	[1]
ϵ	Räumlicher HENCKY-Verzerrungstensor	[1]
$\dot{\epsilon}$	Dehnratentensor	[1/s]
ϵ_{el}	Tensor der elastischen Dehnungen	[1]
ϵ_{pl}	Tensor der plastischen Dehnungen	[1]
ϵ_P	Dehnung in paralleler Richtung	[1]
ϵ_{PR}	Schubdehnung in der Ebene parallel-radial	[1]
ϵ_{PT}	Schubdehnung in der Ebene parallel-tangential	[1]
ϵ_R	Dehnung in radialer Richtung	[1]
ϵ_T	Dehnung intangentialer Richtung	[1]
ϵ_{TR}	Schubdehnung in der Ebene tangential-radial	[1]
γ	Konstante im NEWMARK-Verfahren	[1]
γ_{ij}	Komponente der Gleitung	[1]
λ	plastischer Multiplikator	[1]
$\tilde{\mathbf{\Lambda}}_{\Delta}$	approximierte inkrementelle Rotation	[1]
μ_{FE}	Reibkoeffizient Holz-Stahl in der Simulation	[1]
$\mu_{G,FS}$	Reibkoeffizient Fichtenholz-Stahl	[1]
$\nu_{pl,PS}$	plastische Querdehnzahl PS (tiM)	[1]
$\nu_{pl,S1S2}$	plastische Querdehnzahl S1S2 (tiM)	[1]
$\nu_{pl,SP}$	plastische Querdehnzahl SP (tiM)	[1]
ν_{pl}	plastische Querkontraktionszahl	[1]
ν_{PR}	Querkontraktionszahl parallel-radial	[1]
ν_{PT}	Querkontraktionszahl parallel-tangential	[1]
ν_{RP}	Querkontraktionszahl radial-parallel	[1]
ν_{RT}	Querkontraktionszahl radial-tangential	[1]
ν_{TP}	Querkontraktionszahl tangential-parallel	[1]

ν_{TR}	Querkontraktionszahl tangential-radial	[1]
Ω	Gebiet eines Körpers	[–]
Ω_0	Gebiet eines Körpers in der Referenzkonfiguration	[–]
Ω_e	Gebiet eines finiten Elements	[–]
Ω^h	Approximiertes Gebiet	[–]
ω_{max}	höchste Eigenfrequenz	[1/s]
Ω_t	Gebiet eines Körpers in der Momentankonfiguration	[–]
Φ	Fließbedingung	[–]
φ	Abbildung von der Referenz- in die Momentankonfiguration	[–]
Φ_m	Teilfließbedingung	[1]
ρ	Dichte in der Momentankonfiguration	[kg/m ³]
ρ_u	Rohdichte bei Feuchtegehalt u	[kg/m ³]
σ	CAUCHY-Spannungstensor	[MPa]
$\sigma_{F,m}$	Fließspannung	[MPa]
$\overset{\nabla}{\sigma}$	JAUMANN-Spannungsrate	[MPa/s]
$\dot{\sigma}$	Spannungsrate	[MPa/s]
$\tilde{\sigma}^*$	transformierte Spannungsrate	[MPa/s]
σ_{n+1}^{tr}	Trial-Spannung	[MPa]
σ_{vM}	Vergleichsspannung nach VON MISES	[MPa]
σ_P	Spannung in paralleler Richtung	[MPa]
σ_{PR}	Schubspannung in der Ebene parallel-radial	[MPa]
σ_{PT}	Schubspannung in der Ebene parallel-tangential	[MPa]
σ_R	Spannung in radialer Richtung	[MPa]
σ_T	Spannung in tangentialer Richtung	[MPa]
σ_{TR}	Schubspannung in der Ebene tangential-radial	[MPa]
τ	KIRCHHOFF-Spannungstensor	[MPa]
θ	Faser-Last-Winkel	[1]

Abbildungsverzeichnis

1.1	Strategie zur Entwicklung eines FE-Materialmodells	2
2.1	Beispielhafter Transport- und Lagerbehälter	4
2.2	Verschiedene 9 m-Fallpositionen	5
2.3	Vergleich gängiger Stoßdämpferkonstruktionen	7
2.4	Aufprallbereich eines deckelseitigen Stoßdämpfers	8
2.5	Gemeine Fichte (PICEA ABIES), eingeschlagener Fichtenstamm	9
2.6	Makrostruktur von Nadelholz	11
2.7	Mikrostruktur von Nadelholz	11
2.8	Submikrostruktur von Holz	12
2.9	Typische Versagensbilder von Holz bei Zug/Druck	14
2.10	Einfluss der Faser-Last-Orientierung und des Feuchtegehalts	17
2.11	Einfluss der Temperatur und der Dehnrates	18
2.12	Lösungsprozess der Finite-Elemente-Methode	27
3.1	Kompressionsmechanismen in paralleler Richtung	34
3.2	Kompressionsmechanismen in radialer Richtung	35
3.3	Kompressionsmechanismen in tangentialer Richtung	36
3.4	Spannungs-Dehnungs-Kurve von Balsaholz	36
3.5	Fichtenholzproben für Druckversuche	40
3.6	Versuchseinrichtungen Druckversuche	43
3.7	Versuchsaufbau Druckversuche	43
3.8	Einspannvorrichtung Druckversuche	44
3.9	Verlauf der Probendeformation parallel ohne QDB	51
3.10	Schnitt durch gestauchte Probe (parallel ohne QDB)	51
3.11	Kraft-Verschiebungs-Verlauf ohne QDB parallel bei $0,0002 \text{ 1/s}$, 20°C	51
3.12	Verlauf der Probendeformation senkrecht ohne QDB	53
3.13	Kraft-Verschiebungs-Verlauf ohne QDB senkrecht bei $0,0002 \text{ 1/s}$, 20°C	53
3.14	Probendeformation bei QDB	55
3.15	Kraft-Verschiebungs-Verläufe bei QDB, parallel, $0,0002 \text{ 1/s}$, 20°C	55
3.16	Kraft-Verschiebungs-Verläufe bei QDB, senkrecht, $0,0002 \text{ 1/s}$, 20°C	55
3.17	Kraft-Verschiebungs-Verläufe verschiedener Lastwinkel, $0,0002 \text{ 1/s}$, QDB, 20°C	57
3.18	An den Prüfmaschinen erreichte Stempelgeschwindigkeiten und Dehnrates	59
3.19	Kraft-Verschiebungs-Verläufe bei steigender Dehnrates, QDB, parallel, 20°C	59
3.20	Kraft-Verschiebungs-Verläufe bei steigender Dehnrates, QDB, parallel, 20°C	59
3.21	Kraft-Verschiebungs-Verläufe versch. Temperaturen, QDB, parallel, $0,005 \text{ 1/s}$	61
3.22	Kraft-Verschiebungs-Verläufe versch. Temperaturen, QDB, senkrecht, $0,005 \text{ 1/s}$	61
3.23	Kraft-Dehnungs-Verläufe bei halber Probenhöhe, QDB, $0,005 \text{ 1/s}$, 20°C	62
3.24	Einfluss der Reibung im Druckversuch, QDB, parallel, 20°C , 30 1/s	64
4.1	Fließellipse des Materialmodells MAT_075	75
4.2	Skizze der Ein-Elemente-Simulation	77
4.3	Eingangsfliesskurven mod. MAT_075	79
4.4	Spannungspunkte auf der Fließellipse mod. MAT_075	79

4.5	FE-Modell der Druckversuche	81
4.6	Hydrostatischer Spannungsanteil, Simulation mit mod. MAT_075	84
4.7	Spannungsanteil in z-Richtung, Simulation mit mod. MAT_075	84
4.8	Deviatorische und volumetrische Dehnung, Simulation mit mod. MAT_075	84
4.9	Simulationsergebnisse ohne QDB mit mod. MAT_075, 0,0002 1/s, 20 °C	86
4.10	Simulationsergebnisse mit QDB mit mod. MAT_075, parallel 0,0002 1/s, 20 °C	86
4.11	Simulationsergebnisse mit QDB mit mod. MAT_075, senkrecht, 0,0002 1/s, 20 °C	86
4.12	Entwickelte Fließflächen tiM (2D Zug/Druck)	94
4.13	Entwickelte Fließflächen tiM (2D Schub)	94
4.14	Entwickelte Fließflächen tiM (3D Zug/Druck)	94
4.15	Evolution der Fließflächen mit ε_v , tiM	95
4.16	Evolution der Fließflächen mit ε_d , tiM	96
4.17	Implementierungsmethode für das tiM	102
4.18	Plastische Querkontraktionszahlen tiM	104
4.19	Fließkurven in paralleler Richtung tiM	106
4.20	Fließkurven in senkrechter Richtung tiM	106
4.21	Dynamische und Temperatur-Faktoren tiM	106
4.22	Simulationsergebnisse ohne QDB mit tiM, 0,0002 1/s, 20 °C	108
4.23	Simulationsergebnisse mit QDB mit tiM, parallel 0,0002 1/s, 20 °C	110
4.24	Simulationsergebnisse mit QDB mit tiM, senkrecht, 0,0002 1/s, 20 °C	110
4.25	Simulationsergebnisse bei erhöhter Dehnrage mit tiM, QDB 20 °C	110
4.26	Simulationsergebnisse bei Variation der Temperatur mit tiM, QDB 0,005 1/s	111
4.27	Simulationsergebnisse mit QDB mit tiM, Winkel/ Schichtholz 0,0002 1/s, 20 °C	112
4.28	Fallversuchsanlage und Testbehälter der GNS nach Fallversuch aus 9,3m	115
4.29	FE-Modell des Testbehälters	116
4.30	Nachrechnung Fallversuch tiM, Spannungsverteilung und Deformation	119
4.31	Rechnungs-Messungs-Vergleich Fallversuch tiM	119
A.1	Position der Temperatursensoren	134
A.2	Verlauf der Temperatursignale ausgewählter Sensoren	135
A.3	Verlauf der Temperatur aller Sensoren	135
A.4	Versuchsaufbau Reibkoeffizient	136
A.5	Fließkurven Ein-Elemente-Simulation mod. MAT_075	143
A.6	Ergebnisse Ein-Elemente-Simulation mod. MAT_075 (Zug)	144
A.7	Ergebnisse Ein-Elemente-Simulation mod. MAT_075 (Druck)	144
A.8	Ergebnisse Ein-Elemente-Simulation mod. MAT_075 (Schub)	144
A.9	Fließkurve Hartgummimatte FFP	145
A.10	Fließkurven/Dehnratenfaktor Ein-Elemente-Simulation tiM	153
A.11	Fließkurven Ein-Elemente-Simulation tiM	153
A.12	Ergebnisse Ein-Elemente-Simulation tiM (Zug)	155
A.13	Ergebnisse Ein-Elemente-Simulation tiM (Druck ohne QDB)	155
A.14	Ergebnisse Ein-Elemente-Simulation tiM (Druck mit QDB)	155
A.15	Ergebnisse Ein-Elemente-Simulation tiM (Schub/hydr. Druck)	156
A.16	Ergebnisse Ein-Elemente-Simulation tiM (Temperatur/Dehnrage)	156
A.17	Element mit Druckdeformation und überlagerter Rotation	156
A.18	Fließkurven Blech und Inhalt Behälterfallversuch	158

Tabellenverzeichnis

2.1	Elastomechanische Kennwerte von Fichtenholz	14
2.2	Festigkeitskennwerte von Fichtenholz	15
3.1	Probenspezifikation Druckversuche	40
3.2	Untersuchte Dehnraten	46
3.3	Übersicht der untersuchten Parameterkombinationen bei den Druckversuchen	47
3.4	Übersicht der Ergebnisse der Druckversuche	52
3.5	An den Prüfmaschinen erreichte Dehnraten	57
3.6	Übersicht der Ergebnisse der Versuche zum Reibkoeffizienten	63
4.1	Weitere Eingangsdaten mod. MAT_075	80
4.2	Übersicht der Simulationsergebnisse mod. MAT_075	85
4.3	Programmstruktur tiM	101
4.4	Elastomechanische Eingangsdaten tiM	104
4.5	Weitere Eingangsdaten tiM	105
4.6	Übersicht der Ergebnisse (Nachrechnung Druckversuche) mit tiM	109
4.7	Abmaße und Massen des Testbehälters der GNS	114
A.1	Versuchsumfang Druckversuche Stoßprüfstand	132
A.2	Versuchsumfang Druckversuche Fallprüfstand	133
A.5	Eingangsdaten Ein-Elemente-Simulation mod. MAT_075	143
A.6	Eingangsdaten Materialmodelle Druckversuche	145
A.7	Eingangsdaten Ein-Elemente-Simulation tiM	153
A.8	Übersicht über die Eingangsdaten des tiM	157
A.9	Eingangsdaten Materialmodelle Behälterfallversuch	158
A.10	Reibkoeffizienten Behälterfallversuch	159

Publikationen im Zuge der Arbeit

- G. Eisenacher, R. Scheidemann, M. Neumann, J. Sterthaus, E. Kasperek, H. Völzke: *Compression tests with laterally constrained spruce specimens with varying fiber orientations and loading rates*. Proceedings of the 10th International Symposium "Conditioning of Radioactive Operational & Decommissioning Wastes" (KONTEC), Dresden, 2011
- G. Eisenacher, M. Neumann, R. Scheidemann, F. Wille, B. Droste: *Approach for a finite element material model for wood for application in mechanical safety cases of transport packages*. Proceedings of the Institute of Nuclear Materials Management (INMM) 52nd Annual Meeting, Palm Desert, 2011
- G. Eisenacher, C. Kuschke, S. Schubert, M. Neumann, J. Sterthaus, T. Nitz, F. Wille: *Moisture content of wood – influence on mechanical behavior of wood filled impact limiters and importance for quality surveillance during manufacturing*. Packaging, Transport, Storage and Security of Radioactive Material 23(3-4):179-185, 2012
- M. Neumann, V. Ballheimer, J. Sterthaus, S. Schubert, G. Eisenacher, F. Wille: *Material characterization and modeling within safety analysis of packages for transport of radioactive material*. Proceedings of the ASME Pressure Vessels and Piping Conference (PVP), Toronto, 2012
- G. Eisenacher, R. Scheidemann, M. Neumann, B. Droste, H. Völzke: *Dynamic crushing characteristics of spruce wood under large deformations*. Wood Science and Technology 47(2):369-380, 2013
- G. Eisenacher, R. Scheidemann, M. Neumann, F. Wille, B. Droste: *Crushing characteristics of spruce wood used in impact limiters of Type B packages*. Proceedings of the 17th International Symposium on Packaging and Transportation of Radioactive Materials (PATRAM), 2013

Literaturverzeichnis

- [ADN10] ADN. Europäisches Übereinkommen über die internationale Beförderung von gefährlichen Gütern auf Binnenwasserstraßen vom 26. Mai 2000 (BGBl. 2007 II S. 1906, 1908), geändert nach Maßgabe der 2. ADN-Änderungsverordnung vom 14. Dezember 2010 (BGBl. 2010 II S. 1534). Letzte Änderung nach Maßgabe der 3. ADN-Änderungsverordnung vom 17. Dezember 2010 (BGBl. 2010 II S. 1550, S. 1569). 2010.
- [ADR11] ADR. Regulations concerning the International Carriage of Dangerous Goods by Rail. Ordnung für die internationale Eisenbahnbeförderung gefährlicher Güter (RID). Anlage zu Anhang C des Übereinkommens über den internationalen Eisenbahnverkehr (COTIF) vom 09. Mai 1980 (BGBl. 1985 II S. 130) in der Fassung der Bekanntmachung vom 16. Mai 2008 (BGBl. 2008 II S. 475). Letzte Änderung durch die 17. RID-Änderungsverordnung vom 9. November 2012 (BGBl. 2012 II S. 1338). 2011.
- [AM01] C. Adalian and P. Morlier. A model for the behaviour of wood under dynamic multiaxial compression. *Composites Science and Technology*, 61(3):403-408, 2001.
- [AM02] C. Adalian and P. Morlier. "WOOD MODEL" for the dynamic behaviour of wood in multiaxial compression. *Holz als Roh- und Werkstoff*, 60(6):433-439, 2002.
- [ANS09a] ANSYS. *Command Reference*. ANSYS, Inc., Canonsburg, 2009.
- [ANS09b] ANSYS. *LS-DYNA User's Guide*. ANSYS, Inc., Canonsburg, 2009.
- [ANS09c] ANSYS. *Parametric Design Language Guide*. ANSYS, Inc., Canonsburg, 2009.
- [ANS09d] ANSYS. *Release 12.1. ANSYS, Inc.* ANSYS, Inc., 2009.
- [AO99] K. Ando and H. Onda. Mechanism for deformation of wood as a honeycomb structure I: Effect of anatomy on the initial deformation process during radial compression. *Journal of Wood Science*, 45(2):120-126, 1999.
- [ASM06] American Society Of Mechanical Engineers ASME. *ASME V&V 10-2006. Guide for Verification and Validation in Computational Solid Mechanics*. 2006.
- [AtG08] AtG. Atomgesetz in der Fassung der Bekanntmachung vom 15. Juli 1985 (BGBl. I S. 1565). Letzte Änderung durch Artikel 1 des Gesetzes vom 29. August 2008 (BGBl. I S. 1793). 2008.
- [Att88] S.W. Attaway. *SAND88-1449. A Local Isotropic / Global Orthotropic Finite Element Technique for Modeling the Crush of Wood*. Sandia National Laboratories, 1988.

- [AY89] S.W. Attaway and H.R. Yoshimura. Local isotropic/global orthotropic finite element technique for modeling the crush of wood in impact limiters. *Proceedings of International Symposium on Packaging and Transporting of Radioactive Materials, Washington DC*, 1989.
- [BAM] Bundesanstalt Für Materialforschung Und -Prüfung BAM. Homepage des Fachbereichs 3.3 (11.11.2013). http://www.bam.de/de/kompetenzen/fachabteilungen/abteilung_3/fg33/.
- [BAM03] Bundesanstalt Für Materialforschung Und -Prüfung BAM. *BAM - GGR 008 Rev. 0. Richtlinie für numerisch geführte Sicherheitsnachweise im Rahmen der Bauartprüfung von Transport- und Lagerbehältern für radioaktive Stoffe*. 2003.
- [BAM05] Bundesanstalt Für Materialforschung Und -Prüfung BAM. Flyer zum Stoßprüfstand des Fachbereichs 7.2. www.bam.de/de/kompetenzen/fachabteilungen/abteilung_7/fg72/fg72_medien/fg72_stosspruefsstand.pdf, 2005.
- [Bar10] M. Barsotti. Comparison of FEM and SPH for Modeling a Crushable Foam Aircraft Arrestor Bed. *11th International LS-DYNA User's Conference, Detroit*, 2010.
- [Bat82] K.J. Bathe. *Finite Element procedures for solids and structures. Lecture 1. Some basic concepts of engineering analysis. Course notes*. Massachusetts Institute of Technology, Massachusetts, 1982.
- [BB93] T. Belytschko and L.P. Bindeman. Assumed Strain Stabilization of the 8 Node Hexahedral Element. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 105(2):225-260, 1993.
- [BCC⁺02] E. Byskov, J. Christoffersen, C.D. Christensen, et al. Kinkband formation in wood and fiber composites - morphology and analysis. *International Journal of Solids and Structures*, 39(13-14):3649-3673, 2002.
- [Bec72] W. Beck. Einsatz ionisierender Strahlen zur Sanierung von Papieren und Hölzern. *Biblos-Schriften*, 69:39-52, 1972.
- [Bet79] J. Betten. Convexity of Yield Bodies of Isotropic and Anisotropic Media. *Acta Mechanica*, 32(4):233-247, 1979.
- [BFN93] S. Bilkhu, M. Founas, and G.S. Nusholtz. Material Modeling of Structural Foams in Finite Element Analysis Using Compressive Uniaxial and Triaxial Data. *SAE Technical Papers*, Paper No. 930434, 1993.
- [BfS08] Bundesamt Für Strahlenschutz BfS. *Dezentrales Zwischenlager. Bausteine zur Entsorgung radioaktiver Abfälle*. Bundesamt für Strahlenschutz, Salzgitter, 2008.
- [BG96] N. Burger and P. Glos. Effect of size on tensile strength of timber. *Holz Als Roh-Und Werkstoff*, 54(5):333-340, 1996.
- [BGV12] Z.P. Bazant, M. Gattu, and J. Vorel. Work conjugacy error in commercial finite-element codes: its magnitude and how to compensate for it. *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 468(2146):3047-3058, 2012.

- [BK85] M. Bariska and L.J. Kucera. On the Fracture Morphology in Wood. Part2: Macroscopical Deformations Upon Ultimate Axial-Compression in Wood. *Wood Science and Technology*, 19(1):19-34, 1985.
- [BL09] R.M. Brannon and S. Leelavanichkul. A multi-stage return algorithm for solving the classical damage component of constitutive models for rocks, ceramics, and other rock-like media. *International Journal of Fracture*, 163(1-2):133-149, 2009.
- [BLM01] T. Belytschko, W.K. Liu, and B. Moran. *Nonlinear Finite Elements for Continua and Structures*. Wiley, Chichester, 2001.
- [BLS84] T. Belytschko, J.I. Lin, and T. ChenSShyh. Explicit algorithms for the nonlinear dynamics of shells. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 42(2):225-251, 1984.
- [BMR87] F.-W. Bröker, U.A. Meierhofer, and B. Radovic. Influence of Specimen Dimensions on the Shear-Strength of Cubic Spruce Blocks. *Holz Als Roh- und Werkstoff*, 45(11):445-448, 1987.
- [Bra07] R.M. Brannon. Elements of Phenomenological Plasticity: Geometrical Insight, Computational Algorithms, and Topics in Shock Physics. In *Shock Wave Science and Technology Reference Library: Solids I*. Springer, New York, 2007.
- [BS10] J. Bortz and C. Schuster. *Statistik für Human- und Sozialwissenschaftler*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, 2010.
- [But94] N. Butler. Computer Modeling of Wood-Filled Impact Limiters. *Nuclear Engineering and Design*, 150(2-3):417-424, 1994.
- [BV95] A. Bouchair and A. Vergne. An Application of the Tsai Criterion as a Plastic-Flow Law for Timber Bolted Joint Modeling. *Wood Science and Technology*, 30(1):3-19, 1995.
- [CDH99] W.F. Cofer, Y. Du, and J.C. Hermanson. Development of a simple three dimensional constitutive model for the analysis of wood. *American Society of Mechanical Engineers Applied Mechanics Division AMD*, 231:107-124, 1999.
- [CFL28] R. Courant, K. Friedrichs, and H. Lewy. Über die partiellen Differenzgleichungen der mathematischen Physik. *Mathematische Annalen*, 100(1):32-74, 1928.
- [CHM96] S.M. Cramer, J.C. Hermanson, and W.M. McMurtry. *SAND96-2966 UC-820. Characterizing Large Strain Crush Response of Redwood*. Sandia National Laboratories, 1996.
- [Com07] U. Häußler"Combe. The usage of constitutive laws with softening in numerical methods. *Bauingenieur*, 82:286-298, 2007.
- [DDK⁺05] M.Y. D., R.J. D., F.R. K., et al. *Evaluation of LS-DYNA Wood Material Model 143*. Federal Highway Administration, Georgetown Pike, 2005.
- [DIN76a] Deutsches Institut Für Normung DIN. *DIN 52182:1976-09. Prüfung von Holz. Bestimmung der Rohdichte*. 1976.

- [DIN76b] Deutsches Institut Für Normung DIN. *DIN 52185:1976-09. Prüfung von Holz. Bestimmung der Druckfestigkeit parallel zur Faser.* 1976.
- [DIN78] Deutsches Institut Für Normung DIN. *DIN 52186:1978. Prüfung von Holz. Biegeversuch.* 1978.
- [DIN79a] Deutsches Institut Für Normung DIN. *DIN 52187:1979. Prüfung von Holz. Bestimmung der Scherfestigkeit in Faserrichtung.* 1979.
- [DIN79b] Deutsches Institut Für Normung DIN. *DIN 52188:1979. Prüfung von Holz. Bestimmung der Zugfestigkeit parallel zur Faser.* 1979.
- [DIN79c] Deutsches Institut Für Normung DIN. *DIN 52192:1979-05. Prüfung von Holz. Druckversuch quer zur Faserrichtung.* 1979.
- [DIN95a] Deutsches Institut Für Normung DIN. *DIN EN 844-1:1995-04. Rund- und Schnittholz. Terminologie. Teil 1: Gemeinsame allgemeine Begriffe über Rundholz und Schnittholz.* 1995.
- [DIN95b] Deutsches Institut Für Normung DIN. *DIN EN 844-3:1995-04. Rund- und Schnittholz. Terminologie. Teil 3: Allgemeine Begriffe über Schnittholz.* 1995.
- [DIN97a] Deutsches Institut Für Normung DIN. *DIN EN 1310:1997-08. Rund- und Schnittholz. Messung der Merkmale.* 1997.
- [DIN97b] Deutsches Institut Für Normung DIN. *DIN EN 844-2:1997-08. Rund- und Schnittholz. Terminologie. Teil 2: Allgemeine Begriffe über Rundholz.* 1997.
- [DIN97c] Deutsches Institut Für Normung DIN. *DIN EN 844-4:1997-08. Rund- und Schnittholz. Terminologie. Teil 4: Begriffe zum Feuchtegehalt.* 1997.
- [DIN97d] Deutsches Institut Für Normung DIN. *DIN EN 844-7:1997-08. Rund- und Schnittholz. Terminologie. Teil 7: Begriffe zum anatomischen Aufbau von Holz.* 1997.
- [DIN97e] Deutsches Institut Für Normung DIN. *DIN EN 844-8:1997-08. Rund- und Schnittholz. Terminologie. Teil 8: Begriffe zu Merkmalen von Rundholz.* 1997.
- [DIN97f] Deutsches Institut Für Normung DIN. *DIN EN 844-9:1997-08. Rund- und Schnittholz. Terminologie. Teil 9: Begriffe zu Merkmalen von Schnittholz.* 1997.
- [Din00] J.M. Dinwoodie. *Timber. Its Nature and Behaviour (2nd Edition).* Taylor & Francis, London, 2000.
- [DIN02a] Deutsches Institut Für Normung DIN. *DIN EN 13183-1:2002-07. Feuchtegehalt eines Stückes Schnittholz. Teil 1: Bestimmung durch Darrverfahren.* 2002.
- [DIN02b] Deutsches Institut Für Normung DIN. *DIN EN 13183-2:2002-07. Feuchtegehalt eines Stückes Schnittholz. Teil 2: Schätzung durch elektrisches Widerstands-Messverfahren.* 2002.
- [DIN03] Deutsches Institut Für Normung DIN. *DIN 68364:2003-05. Kennwerte von Holzarten. Rohdichte, Elastizitätsmodul und Festigkeiten.* 2003.
- [DIN05] Deutsches Institut Für Normung DIN. *DIN EN 13183-3:2005-06. Feuchtegehalt eines Stückes Schnittholz. Teil 3: Schätzung durch kapazitives Messverfahren.* 2005.

- [DIN08] Deutsches Institut Für Normung DIN. *DIN 4074-1:2008-12. Sortierung von Holz nach der Tragfähigkeit - Teil 1: Nadel-schmittholz*. 2008.
- [DLC12] Q. Deng, S. Li, and Y. Chen. Mechanical properties and failure mechanism of wood cell wall layers. *Computational Materials Science*, 62:221-226, 2012.
- [DMM⁺11] B. Droste, A. Musolff, K. Mueller, et al. Drop and fire testing of spent fuel and HLW transport casks at 'BAM Test Site Technical Safety'. *Packaging, Transport, Storage and Security of Radioactive Material*, 22(4):200-205, 2011.
- [Dor96] V. Dorsch. *Zur Anwendung und Numerik elastisch-plastischer Stoffgesetze*. Dissertation, Universität Hannover, 1996.
- [dP93] T.A.C.M. Van der Put. *Discussion of the Tensorpolynomial Criterion for Failure of Wood*. Technische Universität Delft, Delft, 1993.
- [dP09] T.A.C.M. Van der Put. A continuum failure criterion applicable to wood. *Journal of Wood Science*, 55(5):315-322, 2009.
- [Dro07] B. Droste. Testing of type B packages in Germany to environments beyond regulatory test standards. *Packaging, Transport, Storage and Security of Radioactive Material*, 18(2):73-85, 2007.
- [Duv02] A.S. Duvall. The Development of a Simplistic Code to Determine the Impact Response of Transport Flasks. *International Conference on Radioactive Materials Transport, Edinburgh*, 2002.
- [EHG⁺82] K.E. Easterling, R. Harrysson, L.J. Gibson, et al. On the Mechanics of Balsa and Other Woods. *Proceedings of the Royal Society of London. A. Mathematical and Physical Sciences*, 383(1784):31-41, 1982.
- [Erh10a] T. Erhart. An overview of user-defined interfaces in LS-DYNA. *9. LS-DYNA Forum, Bamberg*, 2010.
- [Erh10b] T. Erhart. *User Materials in LS-DYNA. Course notes*. Dynamore, Stuttgart, 2010.
- [Fel00] W. Fellin. Hypoplastizität für Einsteiger. *Bautechnik*, 77(1):10-14, 2000.
- [FK02] W. Fellin and D. Kolymbas. Hypoplastizität für leicht Fortgeschrittene. *Bautechnik*, 79(12):830-841, 2002.
- [Fle05] M. Fleischmann. *Numerische Berechnung von Holzkonstruktionen unter Verwendung eines realitätsnahen orthotropen elasto-plastischen Werkstoffmodells*. Dissertation, Technische Universität Wien, 2005.
- [FPL10] Forest Products Laboratory FPL. *Wood Handbook. Wood as an Engineering Material*. United States Department of Agriculture, Madison, 2010.
- [GA97] L.J. Gibson and M.F. Ashby. *Cellular Solids. Structure and Properties (2nd Edition)*. Cambridge Univ. Press, Cambridge, 1997.
- [Ger77] C.C. Gerhards. *Effect of duration and rate of loading on strength of wood and wood-based materials*. Forest Products Laboratory, Madison, 1977.

- [Ger82] C.C. Gerhards. Effect of Moisture-Content and Temperature on the Mechanical-Properties of Wood - an Analysis of Immediate Effects. *Wood and Fiber*, 14(1):4-36, 1982.
- [GGB09] GGBefG. Gesetz über die Beförderung gefährlicher Güter Gefahrgutbeförderungsgesetz in der Fassung der Bekanntmachung vom 7. Juli 2009 (BGBl.I S. 1774, 3975). 2009.
- [GGV11] GGVSee. Verordnung über die Beförderung gefährlicher Güter mit Seeschiffen. Gefahrgutverordnung See in der Fassung der Bekanntmachung vom 16. Dezember 2011 (BGBl. I 2011 S.2784,BGBl. I 2012 S. 122). 2011.
- [GGV13] GGVSEB. Verordnung über die innerstaatliche und grenzüberschreitende Beförderung gefährlicher Güter auf der Straße, mit Eisenbahnen und auf Binnengewässern. Gefahrgutverordnung Straße, Eisenbahn und Binnenschifffahrt in der Neufassung der Bekanntmachung vom 22. Januar 2013 (BGBl. 2013 I S. 110). page 192 S., 2013.
- [Gro05] M. Grosse. *Zur numerischen Simulation des physikalisch nicht-linearen Kurzzeittragverhaltens von Nadelholz am Beispiel von Holz-Beton-Verbundkonstruktionen.* Dissertation, Bauhaus-Universität Weimar, 2005.
- [GRS05] M. Grosse, K. Rautenstrauch, and R. Schlegel. Numerische Modellierung von Holz und Verbindungselementen in Holz-Beton-Verbundkonstruktionen. *Bau-technik*, 82(6):355-364, 2005.
- [GS12] R. Gupta and A. Sinha. Effect of grain angle on shear strength of Douglas-fir wood. *Holzforschung*, 66(5):655-658, 2012.
- [Hah74] H.T. Hahn. On Elastic-Plastic Poisson's Ratio. *Journal of Composite Materials*, 8(3):313-317, 1974.
- [Hal06] J.O. Hallquist. *LS-DYNA Theory Manual.* Livermore Software Technology Corporation, Livermore, 2006.
- [Han21] R.L. Hankinson. Investigation of crushing strength of spruce at varying angles of grain. *Air Force Information Circular*, 3, 1921.
- [HBW02] A. Hirth, P. Du Bois, and K. Weimar. A material model for transversely anisotropic crushable foam in LS-DYNA. *7th International LS-DYNA Conference, Detroit*, 2002.
- [HEM03] P. Mackenzie"Helnwein, J. Eberhardsteiner, and H.A. Mang. A multi-surface plasticity model for clear wood and its application to the finite element analysis of structural details. *Computational Mechanics*, 31(1-2):204-218, 2003.
- [Her96] J.C. Hermanson. *The Triaxial Behavior of Redwood Using a New Confined Compression Device.* Dissertation, University of Wisconsin, 1996.
- [HHE05] K. Hofstetter, C. Hellmich, and J. Eberhardsteiner. Development and experimental validation of a continuum micromechanics model for the elasticity of wood. *European Journal of Mechanics a-Solids*, 24(6):1030-1053, 2005.

- [HHE07] K. Hofstetter, C. Hellmich, and J. Eberhardsteiner. Micromechanical modeling of solid-type and plate-type deformation patterns within softwood materials. A review and an improved approach. *Holzforschung*, 61(4):343-351, 2007.
- [HHT77] H.M. Hilber, T.J.R. Hughes, and R.L. Taylor. Improved Numerical Dissipation for Time Integration Algorithms in Structural Dynamics. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 5(3):283-292, 1977.
- [Hil48] R. Hill. A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals. *Proceedings of the Royal Society of London / A*, 193:281-297, 1948.
- [HK02] H. Hübel and C. König. Vergleich impliziter (ANSYS) und expliziter (ANSYS/LS-DYNA) dynamischer Analysen. *20th CAD-FEM User's Meeting, Friedrichshafen*, 2002.
- [Hol98] S. Holmberg. *A numerical and experimental study of initial defibration of wood*. Dissertation, Lund University, 1998.
- [HPP99] S. Holmberg, K. Persson, and H. Petersson. Nonlinear mechanical behaviour and analysis of wood and fibre materials. *Computers and Structures*, 72(4-5):459-480, 1999.
- [HRT⁺05] J.J. Harrigan, S.R. Reid, P.J. Tan, et al. High rate crushing of wood along the grain. *International Journal of Mechanical Sciences*, 47(4-5):521-544, 2005.
- [Hug00] T.J. Hughes. *The Finite Element Method. Linear Static and Dynamic Finite Element Analysis*. Dover Publ., Mineola, NY, 2000.
- [Hus07] J.B. Husband. *Developing an Efficient FEM Structural Simulation of a Fan Blade Off Test in a Turbofan Jet Engine*. Dissertation, University of Saskatchewan, 2007.
- [Hut89] K.J. Huttemann. Wood as a Raw and Working Material Past, Present and Future. *Holz Als Roh- und Werkstoff*, 47(11):435-436, 1989.
- [HW80] T.J.R. Hughes and J. Winget. Finite Rotation Effects in Numerical-Integration of Rate Constitutive-Equations Arising in Large-Deformation Analysis. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 15(12):1862-1867, 1980.
- [HXH13] J. Huang, S. Xu, and S. Hu. Effects of grain size and gradation on the dynamic responses of quartz sands. *International Journal of Impact Engineering*, 59(0):1-10, 2013.
- [IAE08] International Atomic Energy Agency IAEA. *Advisory Material for the IAEA Regulations for the Safe Transport of Radioactive Material*. IAEA, Vienna, 2008.
- [IAE09] International Atomic Energy Agency IAEA. *Regulations for the Safe Transport of Radioactive Material*. IAEA, Vienna, 2009.
- [IAE12] International Atomic Energy Agency IAEA. *Regulations for the safe transport of radioactive material. Specific safety requirements. No. SSR-6*. Vienna, 2012.
- [IMD06] IMDG. *International maritime dangerous goods code. Amendment 33-06*. International Maritime Organization, 2006.

- [IRH03] L. Issler, H. Ruoff, and P. Häfele. *Festigkeitslehre - Grundlagen (2. Auflage)*. Springer, Berlin u.a., 2003.
- [ISO12] International Organization For Standardization ISO. *ISO 3129:2012. Wood - Sampling methods and general requirements for physical and mechanical testing of small clear wood specimens*. 2012.
- [JWB10] W. Ji, A.M. Waas, and Z.P. Bazant. Errors Caused by Non-Work-Conjugate Stress and Strain Measures and Necessary Corrections in Finite Element Programs. *Journal of Applied Mechanics*, 77(4):044504, 2010.
- [KK82] S.W. Key and R.D. Krieg. On the Numerical Implementation of Inelastic Time-Dependent and Time Independent, Finite Strain Constitutive-Equations in Structural Mechanics. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 33(1-3):439-452, 1982.
- [KNB⁺11] S. Komann, M. Neumann, V. Ballheimer, et al. Mechanical assessment within type B packages approval: application of static and dynamic calculation approaches. *Packaging, Transport, Storage and Security of Radioactive Material*, 22(4):179-183, 2011.
- [Kol82] F.F.P. Kollmann. *Technologie des Holzes und der Holzwerkstoffe*. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1982.
- [Kol91] D. Kolymbas. An Outline of Hypoplasticity. *Archive of Applied Mechanics*, 61(3):143-151, 1991.
- [Kuf85] M. Kufner. Distribution of Property-Data within a Spruce Log. *Holz Als Roh-Und Werkstoff*, 43(4):123-129, 1985.
- [KVS⁺12] E. Kasperek, H. Völzke, R. Scheidemann, et al. Experimental and Numerical Studies of Shock Absorbing Materials for Containers for Radioactive Waste. *atw - Internationale Zeitschrift für Kernenergie*, 6, 2012.
- [KYF⁺67] J.G. Kisser, A. Ylinen, K. Freudenberg, et al. History of Wood Science. *Wood Science and Technology*, 1:30, 1967.
- [KZS⁺11] E. Kasperek, U. Zencker, R. Scheidemann, et al. Numerical and experimental studies of polyurethane foam under impact loading. *Computational Materials Science*, 50(4):1353-1358, 2011.
- [Lar10] P. Larour. *Strain Rate Sensitivity of Automotive Sheet Steels: Influence of Plastic Strain, Strain Rate, Temperature, Microstructure, Bake Hardening and Pre-Strain*. Dissertation, Rheinisch -Westfälische Technische Hochschule Aachen, 2010.
- [Lem68] B.M. Lemprier. Poissons Ratio in Orthotropic Materials. *AIAA Journal*, 6(11):2226-2227, 1968.
- [LST09a] Livermore Software Technology Corporation LSTC. *LS-DYNA, A Program for Nonlinear Dynamic Analysis of Structures in Three Dimensions, R4.2.1*. 2009.
- [LST09b] Livermore Software Technology Corporation LSTC. *LS-DYNA Keyword User's Manual*. Livermore, 2009.

- [LST12] Livermore Software Technology Corporation LSTC. *LS-PrePost 4.0 x64*. ANSYS, Inc., 2012.
- [Mac05] J. Mackerle. Finite element analyses in wood research: a bibliography. *Wood Science and Technology*, 39(7):579-600, 2005.
- [Mic10] Microsoft. *Intel Visual Fortran Compiler XE 12.0.0.104*. Microsoft Corporation. 2010.
- [Mol86] F. Molenkamp. Limits to the Jaumann Stress Rate. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 10(2):151-176, 1986.
- [MQ08] L. Mishnaevskyjr and H. Qing. Micromechanical modelling of mechanical behaviour and strength of wood: State-of-the-art review. *Computational Materials Science*, 44(2):363-370, 2008.
- [MQM⁺08] K. Müller, T. Quercetti, N. Melnik, et al. Impact target characterisation of BAM drop test facility. *Packaging, Transport, Storage and Security of Radioactive Material*, 19(4):217-221, 2008.
- [MQM09] K. Müller, T. Quercetti, and A. Musloff. Characterisation of shock-absorbing components under impact loading. *9th International Conference on the Mechanical and Physical Behaviour of Materials under Dynamic Loading DYMAT, Brussels*, 2009.
- [MSD92] A.K. Maji, D. Satpathi, and S. Donald. Mechanical Properties of Aluminium Honeycomb Impact Limiters. *International Journal of Radioactive Materials Transport*, 3(2-3):109-119, 1992.
- [MSP98] M. Patton" Mallory, F.W. Smith, and P.J. Pellicane. Modeling bolted connections in wood: A three-dimensional finite-element approach. *Journal of Testing and Evaluation*, 26(2):115-124, 1998.
- [Mur00] Y.D. Murray. Development of a Wood Material Model For Roadside Safety Applications. *6th International LS-DYNA Conference proceedings*, 2000.
- [Mur07] Y.D. Murray. *Manual for LS-DYNA Wood Material Model 143*. Federal Highway Administration, Georgetown Pike, 2007.
- [Nas12] L. Nasdala. *FEM-Formelsammlung Statik und Dynamik (2. Auflage)*. Vieweg + Teubner, Wiesbaden, 2012.
- [NBF⁺96] G.S. Nusholtz, S. Bilkhu, M. Founas, et al. Impact response of foam: The effect of the state of stress. *SAE Technical Papers*, Paper No. 962418, 1996.
- [NBS⁺12] M. Neumann, V. Ballheimer, J. Sterthaus, et al. Material Characterization and Modeling within Safety Analysis of Packages for Transport of Radioactive Material. *Proceedings of the ASME 2012 Pressure Vessels & Piping Division Conference, Toronto*, Paper No. PVP2012-78297, 2012.
- [NBW07] M. Neumann, V. Ballheimer, and F. Wille. Estimation of cask deceleration and impact limiter deformation under 9m drop test conditions using the calculation tool IMPACTCALC. *Packaging and Transportation of Radioactive Materials PATRAM 2007, Miami*, 2007.

- [NC07] P. Niemz and D. Caduff. Untersuchungen zur Bestimmung der Poissonschen Konstanten an Fichtenholz. *Holz als Roh- und Werkstoff*, 66(1):1-4, 2007.
- [Nee88] A. Needleman. Material Rate Dependence and Mesh Sensitivity in Localization Problems. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 67(1):69-85, 1988.
- [Neu09] M. Neumann. *Untersuchung des Verhaltens stoßdämpfender Bauteile von Transportbehältern für radioaktive Stoffe in Bauartprüfung und Risikoanalyse*. Dissertation, Bergische Universität Wuppertal, 2009.
- [NG09] P. Niemz and T. Gereke. Effect of short and long-term humidity variations on the moisture content and properties of wood. *Bauphysik*, 31(6):380-385, 2009.
- [NHD⁺11] M. Neumann, J. Herter, B.O. Droste, et al. Compressive behaviour of axially loaded spruce wood under large deformations at different strain rates. *European Journal of Wood and Wood Products*, 69(3):345-357, 2011.
- [NI12] National Instruments Corporation NI. *DIAdem 12.0*. 2012.
- [Nie93] P. Niemz. *Physik des Holzes und der Holzwerkstoffe*. DRW-Verlag, Leinfelden-Echterdingen, 1993.
- [NPO08] E.A.d.S. Neto, D. Peric, and D. Owens. *Computational Methods for Plasticity. Theory and Applications*. Wiley, Chichester, 2008.
- [PCD⁺03] M.U. Pedersen, C.O. Clorius, L. Damkilde, et al. A simple size effect model for tension perpendicular to the grain. *Wood Science and Technology*, 37(2):125-140, 2003.
- [PMS⁺97] J.S. Poulsen, P.M. Moran, C.F. Shih, et al. Kink band initiation and band broadening in clear wood under compressive loading. *Mechanics of Materials*, 25(1):67-77, 1997.
- [Pou98] J.S. Poulsen. *Compression in Clear Wood*. Dissertation, Technical University of Denmark, 1998.
- [PS10] J. Patel and S. Stojko. Characterising polyurethane foam as impact absorber in transport packages. *Packaging, Transport, Storage and Security of Radioactive Material*, 21(1):25-30, 2010.
- [QBW⁺10] L. Qiao, V. Ballheimer, G. Wieser, et al. *Numerische Simulation von Fallversuchen mit Behälterstoßdämpfern bei unterschiedlichen Fallwinkeln mittels ABAQUS/Explicit*. Deutsche SIMULIA-Konferenz (Vortrag), Heidelberg, Heidelberg, 2010.
- [QZM⁺11] L. Qiao, U. Zencker, A. Musloff, et al. Dynamic finite element analyses of a spent fuel transport and storage cask with impact limiters by 9 meter drop tests . *SIMULIA Customer conference, Barcelona*, 2011.
- [RA93] T.Y. Reddy and S.T.S. Alhassani. Axial Crushing of Wood-Filled Square Metal Tubes. *International Journal of Mechanical Sciences*, 35(3-4):231-246, 1993.
- [Ric12] F.J. Richter. *Kernenergie. Die Situation in Deutschland. Ausstieg, Sicherheit, Rückbau, Endlagerung*. Zeitbild Verlag, Berlin, 2012.

- [RID08] RID. Regulations concerning the International Carriage of Dangerous Goods by Rail. Ordnung für die internationale Eisenbahnbeförderung gefährlicher Güter. Anlage zu Anhang C des Übereinkommens über den internationalen Eisenbahnverkehr (COTIF) vom 09. Mai 1980 (BGBl. 1985 II S. 130) in der Fassung der Bekanntmachung vom 16. Mai 2008 (BGBl. 2008 II S. 475). Letzte Änderung durch die 17. RID-Änderungsverordnung vom 9. November 2012 (BGBl. 2012 II S. 1338). 2008.
- [RP97] S.R. Reid and C. Peng. Dynamic uniaxial crushing of wood. *International Journal of Impact Engineering*, 19(5-6):531-570, 1997.
- [RT01] A. Reiterer and S.E. Stanzl-Tschegg. Compressive behaviour of softwood under uniaxial loading at different orientations to the grain. *Mechanics of Materials*, 33(12):705-715, 2001.
- [Sch04] P. Schütt. *Lexikon der Nadelbäume Verbreitung, Beschreibung, Ökologie, Nutzung*. Nikol, Hamburg, 2004.
- [SH00] J.C. Simo and T.J. Hughes. Interdisciplinary applied mathematics / Interdisciplinary applied mathematics. Springer, New York u.a., 2000.
- [SHW06] W. Steinwarz, R. Hüggenberg, and E.P. Warnke. CASTOR, ein High-tech-Produkt aus duktilem Gusseisen. *Konstruieren und Gießen*, 31(1):2-7, 2006.
- [Sim13] Dassault Systemes Simulia. *ABAQUS 6.13*. Dassault Systemes Simulia Corp., 2013.
- [SK06] J. Schmidt and M. Kaliske. Zur dreidimensionalen Materialmodellierung von Fichtenholz mittels eines Mehrflächen-Plastizitätsmodells. *Holz als Roh- und Werkstoff*, 64(5):393-402, 2006.
- [SK07] A. Da Silva and S. Kyriakides. Compressive response and failure of balsa wood. *International Journal of Solids and Structures*, 44(25-26):8685-8717, 2007.
- [SK09] J. Schmidt and M. Kaliske. Models for numerical failure analysis of wooden structures. *Engineering Structures*, 31(2):571-579, 2009.
- [SKG88] J.C. Simo, J.G. Kennedy, and S. Govindjee. Non-Smooth Multisurface Plasticity and Viscoplasticity - Loading Unloading Conditions and Numerical Algorithms. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 26(10):2161-2185, 1988.
- [SLL00] J.S. Sun, K.H. Lee, and H.P. Lee. Comparison of implicit and explicit finite element methods for dynamic problems. *Journal of Materials Processing Technology*, 105(1-2):110-118, 2000.
- [SN06] H. Schade and K. Neemann. *Tensoranalysis*. Walter de Gruyter GmbH & Co. KG, Berlin, 2006.
- [Tab11] A. Tabiei. *Material Modeling - Using LS-DYNA User Defined Options. Course notes*. Livermore Software Technology Corporation, Livermore, 2011.
- [TC00] T. Tabarsa and Y.H. Chui. Stress-strain response of wood under radial compression. Part I. Test method and influences of cellular properties. *Wood and Fiber Science*, 32(2):144-152, 2000.

- [TC01] T. Tabarsa and Y.H. Chui. Characterizing microscopic behavior of wood under transverse compression. Part II. Effect of species and loading direction. *Wood and Fiber Science*, 33(2):223-232, 2001.
- [TCS07] UK Transport Container Standardisation Committee TCSC. *TCSC 1087. Transport of Radioactive Material Code of Practice. Good Practice Guide - The Application of Finite Element Analysis to Demonstrate Impact Performance of Transport Package Designs*. 2007.
- [TDF⁺05] V.L. Tagarielli, V.S. Deshpande, N.A. Fleck, et al. A constitutive model for transversely isotropic foams, and its application to the indentation of balsa wood. *International Journal of Mechanical Sciences*, 47(4-5):666-686, 2005.
- [TS12] S. Thierfeldt and F. Schartmann. *Stilllegung und Rückbau kerntechnischer Anlagen*. Brenk Systemplanung im Auftrag des Bundesministeriums für Bildung und Forschung, Aachen, 4. neu bearbeitete auflage edition, 2012.
- [TW55] R. Trendelenburg and H. Mayer"Wegelin. *Das Holz als Rohstoff (2. Auflage)*. Hanser, München, 1955.
- [TW71] S.W. Tsai and E.M. Wu. A General Theory of Strength for Anisotropic Materials. *Journal of Composite Materials*, 5(1):58-80, 1971.
- [TW00] A. Tabiei and J. Wu. Three-dimensional nonlinear orthotropic finite element material model for wood. *Composite Structures*, 50(2):143-149, 2000.
- [UB00] M. Unosson and E. Buzaud. *FOA-R--00-01502-311--SE. Scalar and Vectorized User Defined Material Routines in LS-DYNA*. Defence Research Establishment, 2000.
- [US96] A. Uhmeier and L. Salmen. Influence of strain rate and temperature on the radial compression behavior of wet spruce. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 118(3):289-294, 1996.
- [vM13] R. von Mises. Mechanik der festen Körper im plastisch- deformablen Zustand. *Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse*, 1913:582-592, 1913.
- [Vol07] M. Volkmer. *Kernenergie Basiswissen*. Informationskreis Kernenergie, Berlin, 2007.
- [Vol12] M. Volkmer. *Radioaktivität und Strahlenschutz*. Deutsches Atomforum e.V., Berlin, 2012.
- [VR03] M. Vural and G. Ravichandran. Dynamic response and energy dissipation characteristics of balsa wood: experiment and analysis. *International Journal of Solids and Structures*, 40(9):2147-2170, 2003.
- [VSR⁺12] W. Völzer, M. Schäfer, E. Rumanus, et al. Entwicklungsstand in der experimentellen und numerischen Beanspruchungsanalyse von Versandstücken der Bauart CASTOR unter Fallprüfbedingungen. *Jahrestagung Kerntechnik 2012, Stuttgart*, 2012.
- [WDK⁺07] F. Wille, B. Droste, F. Koch, et al. State-of-the-art assessment of package design safety analyses. *Packaging and Transportation of Radioactive Materials PATRAM 2007, Miami*, 2007.

- [WDM⁺10] F. Wille, B. Droste, K. Müller, et al. Mechanical design assessment approaches of actual spent fuel and HLW transport package designs. *Packaging, Transport, Storage and Security of Radioactive Material*, 21(4):203-207, 2010.
- [Wid04] S. Widehammar. Stress-strain relationships for spruce wood: Influence of strain rate, moisture content and loading direction. *Experimental Mechanics*, 44(1):44-48, 2004.
- [Wil99] J. Will. *Beitrag zur Standsicherheitsberechnung im geklüfteten Fels in der Kontinuums- und Diskontinuumsmechanik unter Verwendung impliziter und expliziter Berechnungsstrategien*. Dissertation, Bauhaus-Universität Weimar, 1999.
- [Woo51] L.W. Wood. *Relation of strength of wood to duration of load*. Forest Products Laboratory, Madison, 1951.
- [WPM11] M. Weigl, H. Pitterich, and H.-J. Meiswinkel. Forschung für den Rückbau kerntechnischer Anlagen. *atw*, 56(10):540-545, 2011.
- [Wri01] P. Wriggers. *Nichtlineare Finite-Element-Methoden*. Springer, Berlin u.a., 2001.
- [WS08] A. Wagenführ and F. Scholz. *Taschenbuch der Holztechnik*. Carl Hanser Verlag, Leipzig, 2008.
- [YAO95] H. Yoshihara, S. Amano, and M. Ohta. Relationship between the strength and grain orientation of wood. Examination and modification of the Hankinson's formula. *Bulletin of the Tokyo University Forests*, 93:1-5, 1995.