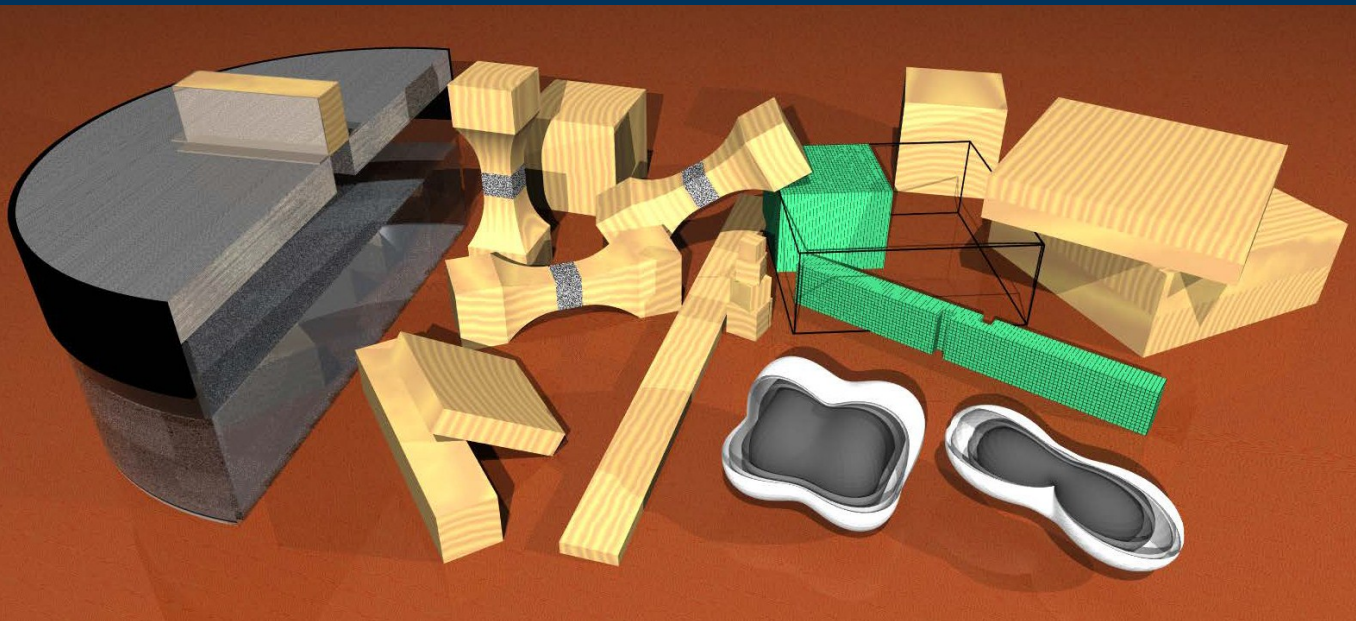


Stefan Hering

Charakterisierung und Modellierung der Materialeigenschaften von Rotbuchenholz zur Simulation von Holzverklebungen



DISS. ETH Nr. 19903

**Charakterisierung und Modellierung der Materialeigenschaften
von Rotbuchenholz
zur Simulation von Holzverklebungen**

Abhandlung zur Erlangung des Titels

DOKTOR DER WISSENSCHAFTEN

der
ETH ZÜRICH
vorgelegt von

STEFAN HERING

Dipl. Ing., Technische Universität Dresden
geboren am 3. Dezember 1980 in Dohna (Deutschland)

Angenommen auf Antrag von

Referent: Prof. Dr. Ing. habil. Dr. h.c. Peter Niemz
Korreferent: Prof. Dr. Ing. habil. Michael Kaliske
Korreferent: Prof. Dr. rer. nat. habil. Hans J. Herrmann

2011

Vorwort

Die vorliegende Arbeit ist das Ergebnis meiner Forschungen zu Rotbuchenholzverklebungen vom Februar 2007 bis Februar 2011 in der Arbeitsgruppe Holzphysik am Institut für Baustoffe der Eidgenössischen Technischen Hochschule Zürich.

Mein herzlicher Dank gilt meinem akademischen Leiter Prof. Dr. Ing. habil. Dr. h.c. Peter Niemz, der mich während dieser Zeit unterstützte, stets als Diskussions- und Gesprächspartner zur Verfügung stand und mir Anregungen und Gelegenheiten zur Verwirklichung eigener Ideen gegeben hat. Herrn Prof. Dr. Ing. habil. Michael Kaliske danke ich für die Ermöglichung der Zusammenarbeit mit dem Institut für Statik und Dynamik der Tragwerke der Technischen Universität Dresden und für die Übernahme des Korreferats. Ich danke Herrn Prof. Dr. rer. nat. habil. Hans J. Herrmann für das Interesse an meiner Arbeit und die Bereitschaft zur Übernahme des Korreferats.

Allen Mitarbeitern und Gästen der Arbeitsgruppe Holzphysik, die zum Gelingen dieser Arbeit sowie zu einer freundschaftlichen Arbeitsatmosphäre beigetragen haben, bin ich zu grossem Dank verpflichtet. Im Besonderen danke ich Herrn Dr. D. Keunecke und Herrn P. Hass für die zahlreichen Diskussionen und Hinweise zum Werkstoff Holz, Herrn Dr. Gereke für seine Ratschläge und Unterstützung in numerischen Fragen sowie Herrn Dr. W. Sonderegger für die vielfältigen Diskussionen zum Thema Feuchteaufnahme und -transport.

Besonderer Dank gilt meinem Weggefährten D. Branke vom Institut für Festkörpermechanik der TU-Dresden für den Beistand bei der Implementierung und Überprüfung der Materialsubroutine. Weiterhin möchte ich mich bei Frau S. Saft, Herrn Dr. E. Resch und den Mitarbeitern des Institutes für Statik und Dynamik der Tragwerke der TU-Dresden für die freundliche und konstruktive Zusammenarbeit herzlich bedanken.

Für die stete Unterstützung und Hilfsbereitschaft in handwerklichen und technischen Fragen möchte ich mich vor allem bei Herrn T. Schnider sowie bei Frau S. Croptier, Frau M. Wetzig und Herrn E. Risi ganz herzlich bedanken.

Für die sorgfältige Durchsicht der Arbeit danke ich Frau V. Krackler und Frau C. Neumann sowie Herrn R. Gärtner. Weiterhin sei an dieser Stelle meinen Eltern und allen Freunden gedankt, die mich in dieser Zeit auf verschiedenste Weise unterstützt und gestärkt haben.

Zürich, Februar 2011

Stefan Hering

Kurzfassung

Für den Einsatz von Holz in komplexen und leistungsfähigen Tragstrukturen werden Holzklebverbindungen und verbesserte Bauteileigenschaften benötigt, um den mechanischen und klimatischen Anforderungen zu genügen. Durch die schichtweise Anordnung des Holzes können jedoch bei einer Überbeanspruchung Delaminationen von Klebverbindungen bis hin zum Verlust der Tragfähigkeit von Holzkonstruktionen auftreten. Zur Verringerung dieser Risiken und zur Vorhersage des Verhaltens von Holzklebverbindungen sind daher geeignete Berechnungsmethoden notwendig. Das Ziel der vorliegenden Arbeit war die Simulation verklebter Holzbauteile für deren Bewertung in Hinblick auf klimatische und zeitabhängige Beanspruchungen. Neben der Umsetzung der Implementation der erweiterten Materialcharakteristik war auch eine Bestimmung der entsprechenden Kennfunktionen und Materialeigenschaften erforderlich. Die benötigten Materialkenngrößen wurden in hygri-sche, elastische, viskoelastische und plastische bzw. festigkeitsbezogene Eigenschaften unterteilt und in Abhängigkeit von der Materialfeuchte bestimmt. Mit experimentellen Untersuchungen zu den hygri-schen Eigenschaften konnte der Einfluss wiederholter Be- bzw. Entfeuchtung auf das Sorptions- sowie Quell- und Schwindverhalten gezeigt werden. Weiterhin wurde ein kompletter Datensatz richtungsabhängiger Materialparameter zur Beschreibung des Feuchtetransportes in Rotbuchenholz anhand einer zerstörungsfreien Methode ermittelt. Für die Charakterisierung der orthotrop-elastischen Materialeigenschaften wurde der erste vollständig feuchteabhängige Parametersatz für Rotbuchenholz im Druckversuch bestimmt. Erweitert wurden diese elastischen Eigenschaften mit der Ermittlung einer feuchteabhängigen, viskoelastischen Materialcharakteristik von Rotbuchenholz. Neben dem Nachweis der viskoelastischen Linearität wurde ein feuchteabhängiger Datensatz für ein verallgemeinertes Kelvin-Voigt-Modell bestimmt. Zusätzlich ergaben Untersuchungen bei veränderlicher Umgebungsfeuchte, dass ein mechanosorptiver Effekt durch die Interaktion von Feuchtewechseln und mechanischer Belastung auftritt. Ausserdem wurde als Grundlage für plastische Modelle ein duktileres Materialverhalten unter Druckbeanspruchung nachgewiesen und feuchteabhängig quantifiziert.

Für die Bestimmung der auftretenden Beanspruchungen in Holzverklebungen und zur Bewertung wichtiger Einflussgrößen wurden verschiedene numerische Simulationen auf Basis der Finiten-Elemente-Methode (FEM) durchgeführt. Einerseits erfolgte für eine verbesserte Interpretation von Versuchsergebnissen die Beurteilung der Klebfugenbeanspruchung im statischen Zugscherversuchs durch die gezielte Variation streuender Eingangsgrößen, andererseits wurden um viskoelastische sowie plastische Eigenschaften erweiterte Berechnungsmodelle verwendet, um Einflussfaktoren auf die Beanspruchungen in ei-

ner Klebfuge zu ermitteln. Am Beispielbauteil einer durch Trocknung bzw. Befeuchtung belasteten, verklebten Zweischichtplatte wurde durch eine Parameterstudie der Einfluss wirkender Faktoren sowie plastischer Effekte untersucht. Dabei wurde gezeigt, dass die verwendeten Berechnungsmethoden genutzt werden können, um sowohl direkte Empfehlungen für die konstruktive Ausführung von Holzverklebungen zu geben als auch die Anforderungen an den verwendeten Klebstoff zu bestimmen, um den Einsatz einer optimalen Verklebung zu gewährleisten.

Abstract

High quality wood bondings and improved material properties are vital to fulfil the ambitious technical and application requirements of large and efficient wood structures in complex environmental conditions. However, delamination effects in the glue lines up to the complete loss of the load carrying capacity can occur in the layered arrangements. To prevent these failure characteristics and to predict the mechanical behaviour of wood bondings, appropriate computational procedures are required. The purpose of this work was to determine the mechanical behaviour of the wooden material involved and to implement this data into a numerical simulation, with the final aim of evaluating the influences of hygroscopical and time-dependent loading on beech wood bondings. The material parameters were subdivided into hygric, elastic, viscoelastic, non-elastic and strength properties and determined experimentally as a function of moisture content.

Research into the hygroscopic properties revealed the influence of cyclic moisturisation and drying on the sorption, swelling and shrinkage behaviour. Furthermore, the directional and moisture-dependent moisture transport parameters were determined by a non-destructive measurement technique. To characterise the orthotropic elasticity of beech wood, firstly a full set of moisture-dependent material parameters is ascertained via compression testing. These results were extended by determining the viscoelastic material properties as a function of moisture content. Besides the verification of viscoelastic linearity, a moisture-dependent set of parameters of a generalised Kelvin-Voigt-model was identified. Additionally, the existence of mechanosorptive effects was proved by tests with changing climatic conditions. Moreover, a non-elastic, ductile material behaviour for elastic-plastic material models was detected in compression and quantified moisture-dependent.

To determine the operational demands of wood bondings and to evaluate important influencing factors, several numerical simulations based on the finite-element-method (FEM) were carried out. The tensile shear test was simulated with systematic varied input parameters to assess influencing factors and to improve the interpretation of the test results. Furthermore, numerical models enhanced by viscoelastic or plastic material behaviour were used to analyse the influencing factors according to the glue line loading. This was realised by a parameter study using a concrete example of a two-layered arrangement exposed to drying and moistening. It could be shown that numerical simulations can be used to provide improved structural design recommendations and to identify the technical requirements for an ideal wood bonding and a corresponding adhesive system.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Motivation und Problemstellung	1
1.2	Zielstellung	4
1.3	Inhalt der Arbeit	5
2	Materialeigenschaften von Holz, Holzverklebungen und deren Modellierung	7
2.1	Aufbau von Holz	7
2.2	Holzverklebungen	10
2.3	Verhalten unter Feuchte	12
2.3.1	Feuchteaufnahme und -abgabe	12
2.3.2	Quell- und Schwindverhalten	16
2.3.3	Diffusion	18
2.4	Grundlagen der Elastizität	24
2.4.1	Elastisches Materialverhalten	24
2.4.2	Tensortransformation	26
2.4.3	Wellenausbreitung in orthotropen Medien	28
2.5	Rheologische Eigenschaften von Holz	30
2.5.1	Einführung in die Viskoelastizität	30
2.5.2	Kriechmodelle	34
2.5.3	Mechano-sorptiver Effekt	38
2.6	Plastische Eigenschaften und Festigkeiten	41
2.6.1	Ramberg-Osgood-Gleichung	42
2.6.2	Mehrflächenplastizitätsmodell	43
2.7	Materialmodellierung	45
2.7.1	Implementierung eines Werkstoffmodells in Abaqus	45
2.7.2	Feuchtemodellierung	48
2.7.3	Elastische Eigenschaften	48
2.7.4	Viskoelastizität	49

3	Identifikation des Verhaltens gegenüber Feuchte	53
3.1	Sorptionsverhalten	53
3.2	Quell- und Schwindverhalten	59
3.3	Diffusionsverhalten	62
3.3.1	Diffusionskenngrößen von Rotbuchenholz	62
3.3.2	Diffusionskenngrößen der Klebfuge	69
3.4	Zusammenfassung	73
4	Bestimmung der elastischen Eigenschaften	75
4.1	Identifikation von Querkontraktionszahlen und Elastizitätsmodul	76
4.1.1	Material und Methoden	76
4.1.2	Bestimmung der Querkontraktionszahlen	79
4.1.3	Bestimmung der Elastizitätsmodul	83
4.2	Identifikation von Schubmoduln aus Ultraschallmessungen	86
4.3	Zusammenfassung und Diskussion	91
4.3.1	Feuchteabhängige Nachgiebigkeiten	91
4.3.2	Symmetrie	92
4.3.3	Visualisierung durch Deformationskörper	93
5	Charakterisierung des viskoelastischen Materialverhaltens	97
5.1	Material und Methoden	97
5.2	Identifikation von viskoelastischen Materialparametern	102
5.2.1	Lastabhängigkeit	103
5.2.2	Modellvergleich	103
5.2.3	Verallgemeinertes Kelvin-Voigt-Modell	104
5.2.4	Feuchteabhängigkeit	107
5.2.5	Zeit-Feuchte-Kopplung	108
5.2.6	Verhalten bei Klimasprüngen	110
5.2.7	Verhalten unter Wechselklima	113
5.3	Zusammenfassung	114
6	Ermittlung plastischer Eigenschaften und Festigkeiten	117
6.1	Material und Methoden	118
6.2	Ramberg-Osgood-Beschreibung	119
6.3	Mehrflächenplastizitätsmodell	121

6.4	Festigkeiten von Buchenholz	125
6.4.1	Druckfestigkeit	125
6.4.2	Scherfestigkeit	126
7	Simulation von Holzverklebungen	129
7.1	Zugscherversuch	130
7.1.1	Variation des Elastizitätsmoduls	133
7.1.2	Variation der Fügeleiteiljahrringwinkel	137
7.1.3	Variation der Einspannlänge	140
7.1.4	Variation der Vorkonditionierung	141
7.2	Zweischichtige Platte (viskoelastisch)	144
7.2.1	Simulationsmodell	144
7.2.2	Überprüfung der Implementierung anhand einer Testrechnung	145
7.2.3	Klebfugenbeanspruchung bei unterschiedlichen Verklebungsvarianten	148
7.2.4	Vergleichende Delaminationsversuche	159
7.3	Zweischichtige Platte (elastisch-plastisch)	164
7.3.1	Berechnungsmodell	164
7.3.2	Ergebnisse	165
7.4	Zusammenfassung	171
8	Zusammenfassung und Schlussfolgerungen für weiterführende Arbeiten	175
	Literatur	181
	Anhang	197

Nomenklatur

Römische Formelzeichen

A_0	Ausgangsamplitude
A, B, C	Regressionskoeffizienten
B_g, B_s, B_f	Festigkeitstensoren
C	Steifigkeitsmatrix
C_0	Stetigkeitsmass
C_T	Tangentensteifigkeit
D	Diffusionskoeffizient
D_0	Diffusionskoeffizient im darrtrockenen Zustand
D_b	Diffusionskoeffizient in der Phase gebundenen Wassers
D_c	Diffusionskoeffizient, bezogen auf die Konzentration
D_p	Diffusionskoeffizient, bezogen auf den Wasserdampfpartialdruck
D_v	Diffusionskoeffizient in der Wasserdampfphase
E	Elastizitätsmodul
E_b	Aktivierungsenergie
E_r	reduzierter Wassergehalt
F	Kriechfaktor
G	Schubmodul
H	Heavyside-Funktion
H_{Del}	Anteil von delaminierter zu nicht delaminierter Länge
I_0	Ausgangsintensität der Neutronenstrahlung
I	Intensität der Neutronenstrahlung
J	viskoelastische Nachgiebigkeit, Fluss
K_{RO}	Ramberg-Osgood-Materialparameter
K	Temperaturleitfähigkeit, Verfestigungsmodul
K_b	Feuchteleitfähigkeit
M	Matrix mechanosorptiver Anteile
N	Atomkerndichte
N_A	Avogadro-Konstante
P	Ausrichtungsvektor
Q^*	Übergangswärme
R	allgemeine Gaskonstante
R_t	toleriertes Residuum

S	Zielfunktion, Nachgiebigkeit
T	Temperatur
V_0	Darrvolumen
V	Volumen, Phasengeschwindigkeit
Var	Variationskoeffizient
Y	Proportionalitätsspannung
a_0, a_1	Regressionsparameter
b	Probenbreite
b_1, b_2	Regressionskoeffizienten
c	Wasserkonzentration bzw. Wassergehalt
c_b	Konzentration in der Phase gebundenen Wassers
c_v	Konzentration in der Wasserdampfphase
c_∞	Ausgleichskonzentration
\dot{c}	Sorptionsrate
d	Gesamtdicke der Probe, Prüfkörperdicke, Diffusionskoeffizient
f_0	Anfangsdurchbiegung
f	Feuchtegehalt, Fließbedingung, Festigkeit
f_t	Durchbiegung zur Zeit t
g	Transformationstensor
l_0	Probenausgangslänge
l	Probenlänge
l_{Del}	Länge der Delamination
$l_{Klebfuge}$	Länge der Klebfuge
m_0	Darrmasse
m	Anzahl Kelvin-Voigt-Elemente
m_A	Atomgewicht
m_ω	Masse im feuchten Zustand
n	Anzahl, Probenanzahl, Ramberg-Osgood-Materialparameter, Richtungskosinus
p	Wasserdampfpartialdruck
q	Ramberg-Osgood-Reduktionsparameter
r^2	Korrelationskoeffizient
s	Elastizitätszahl
t_0	Anfangszeit
t	Zeit
t_{ref}	Referenzzeit
u	Verformung

v	Kriechdurchbiegung
\dot{v}	Zeitableitung der Kriechdurchbiegung
z	Probendicke
z_h	Schichtdicke des Holzes
z_w	Schichtdicke des Wassers

Griechische und sonstige Formelzeichen

Γ	Rand, Christoffel-Tensor
Θ	Winkel zwischen x-Achse und 1. Dehnungshauptachse
Σ	Schwächungskoeffizient
Σ_h	Schwächungskoeffizient von Holz
Σ_w	Schwächungskoeffizient von Wasser
Φ_E	zeitliche Ableitung der Kriechfunktion
Ψ	Wasserpotential
Ψ_e	elastisches Potential
Ψ_E	zeitliche Ableitung der Relaxationsfunktion
$\alpha_0, \alpha_1, \alpha_2$	Funktionsparameter
α	Regressionskoeffizient, Drehwinkel, Funktionsparameter
α_ω	Vektor der Feuchteausdehnungskoeffizienten
β	Drehwinkel
γ	Schubverzerrungen, Drehwinkel, Konsistenzparameter
ε	Dehnung
ε_α	Quell- bzw. Schwinddehnung
$\dot{\varepsilon}$	Dehnrage
η	Dämpfungsparameter
θ	Jahrringwinkel
λ	Kriechparameter (modulbezogene Dämpfung)
μ	Wasserdampfpartialdruck
ν	Querkontraktion
ρ	Dichte
σ_0	Anfangsspannung
σ	Spannung
$\dot{\sigma}$	Spannungsrate
σ_D	Oberflächenadsorptionskoeffizient
σ_N	Wechselwirkungswahrscheinlichkeit mit Neutronen bzw. mikroskopischer Wirkungsquerschnitt
τ	Schubspannungen
τ_F	Scherfestigkeit
φ	relative Luftfeuchte
φ_E	viskoelastische Kriechfunktion

φ_K	Kriechzahl
ψ_E	viskoelastische Relaxationsfunktion
ω_0	Startfeuchte
ω	Holzfeuchte
$\dot{\omega}$	zeitliche Holzfeuchteänderung
ω_1, ω_2	Komponenten der Holzfeuchte
ω_∞	Ausgleichsfeuchte

Indizes

D	Dämpfer
L, l	longitudinal
R, r	radial
S	Feder
T, t	tangential
a,b,c,d	Tensorindizes
calc	berechnet
exp	gemessen
i,j,k,r	Zähler
k,l,m,n,i,j	Tensorindizes
l	längs
ms	mechanosorptiv
q	quer
ve	viskoelastisch
x,y,z	Koordinaten

Abkürzungen

BET	Brunauer-Emmett-Teller Sorptionstheorie
DGL	Differentialgleichung
DIC	Digitale Bildkorrelation (Digital Image Correlation)
FEM	Finite-Elemente-Methode
GRA	Faserwinkel
LF	Luftfeuchte
MFP	Mehrflächenplastizitätsmodell
NEUTRA	Neutronenradiographieanlage
NR	Neutronenradiographie
PSI	Paul Scherrer Institut (Villingen, Schweiz)
PUR	Polyurethan
QNI	Quantitative Neutronenvisualisierung (Quantitative Neutron Imaging)
TIF	Bildformat (Tagged Image Format)
VIC	Video Bild Korrelation (Video Image Correlation)

Allgemeine Grundannahmen

Im Folgenden werden verwendete Grundannahmen bzw. Vereinbarungen erläutert, welche für die Arbeit gültig sind, es sei denn, sie sind explizit ausgewiesen.

- Das beschriebene Material wird als homogen angenommen und makroskopisch betrachtet.
- Es wird stets von fehlerfreiem und ideal orthotropem Holz ausgegangen.
- Jede Untersuchung wird bei einer Temperatur von 20°C durchgeführt und die Prüfkörper befinden sich im isothermen Zustand.
- Die betrachteten Holzfeuchten liegen immer unter dem Fasersättigungspunkt (FSP).
- Die Prüfkörper werden im Ausgangszustand als unbelastet und spannungsfrei angesehen.
- Als Normalklima wird ein Klima mit einer Temperatur von 20°C und einer relativen Luftfeuchtigkeit von 65% bezeichnet.
- Mit *Dichte*, ist die Rohdichte im Normalklima (Normalrohddichte) zu verstehen.
- Symmetrische Tensoren werden vorwiegend in Matrix-Schreibweise verwendet. Soweit die Darstellung der Tensoren für die Form der Gleichung relevant ist, wird die Darstellung im Text durch Fettdruck gekennzeichnet.

1 Einleitung

1.1 Motivation und Problemstellung

Holz gehört neben Erdöl, Erdgas und Kohle zu den wichtigsten Rohstoffen der Erde. Dabei verdankt es seine wirtschaftliche Bedeutung nicht nur der weltweiten Existenz grosser Waldbestände, sondern auch seiner Rolle als nachhaltiger und nachwachsender Energieträger, seinen vielfältigen Nutzungs- und Einsatzmöglichkeiten, seiner einfachen und energiesparenden Verarbeitung sowie der daraus resultierenden hervorragenden Ökobilanz.

Obwohl durch die Industrialisierung und die damit verbundenen neuen Holzaufschlussverfahren die Bedeutung des Holzes für die Zellstoff- und Papierherstellung sowie die Holzwerkstoffindustrie stark zugenommen hat, wird die Verwendung als Bauholz oder als industrielles Schnitt- und Sperrholz auch weiterhin weit verbreitet sein.

Aufgrund der komplexen Materialcharakteristik des Werkstoffes Holz werden seit längerem Holzklebverbindungen in vielfältigen Formen und Anwendungsgebieten eingesetzt. Diese ermöglichen grössere Elemente und verbesserte Bauteileigenschaften vor allem gegenüber den klimatischen Einflussfaktoren Feuchtigkeit und Temperatur. Mit der schichtweisen Anordnung des Holzes und dessen Verklebung werden jedoch Schwachstellen in das Bauteil eingebracht. Delaminationen von Klebverbindungen in Brettschichtholz, Parkett und Massivholzplatten oder sogar der Verlust der Tragfähigkeit von Holzkonstruktionen (Halleneinsturz in Bad Reichenhall, Deutschland) können die Folge sein.

Heutzutage erlauben moderne Berechnungsverfahren die Simulation von Belastungszuständen unterschiedlichster Werkstoffe unter Berücksichtigung verschiedener Materialverhalten. Die Anwendung dieser Verfahren setzt jedoch die genaue Kenntnis der benötigten Werkstoffkennwerte voraus, was für den Werkstoff Holz durch seine natürliche Anisotropie eine besondere Herausforderung für die Simulation bedeutet.

Zur Verbesserung der Qualität verklebter Holzbauteile und zur Vorhersage des mechanischen Materialverhaltens von Holzklebverbindungen wird unter besonderer Berücksichtigung zeitlicher und feuchtebedingter Prozesse ein Material- und Berechnungsmodell zur

Ermittlung der auftretenden Beanspruchungen in der Klebfuge mit Hilfe der Methode der Finiten Elemente (FEM) entwickelt.

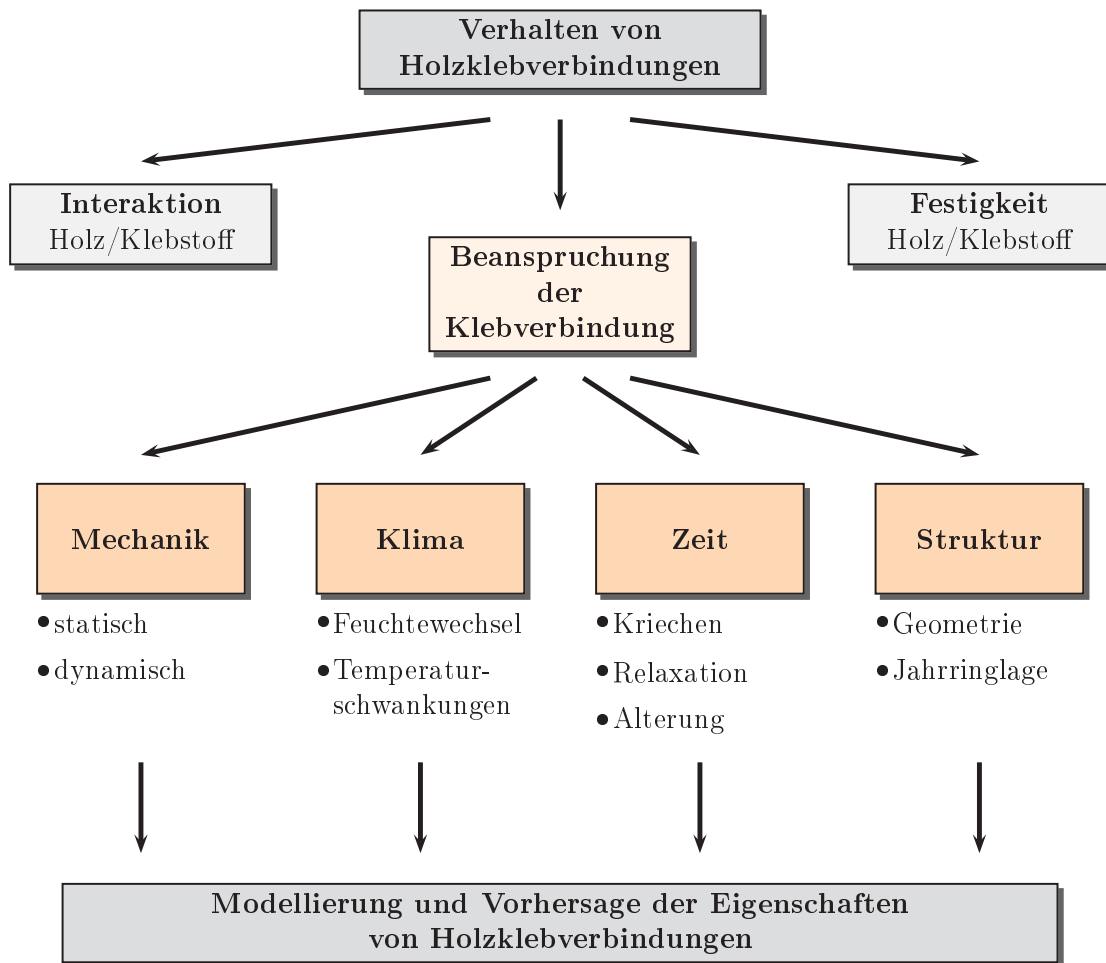


Abb. 1.1: Einflussfaktoren auf das Verhalten von Holzklebverbindungen.

Die hauptsächlichsten Einflussfaktoren auf das Verhalten von Holzklebverbindungen sind in Abbildung 1.1 dargestellt. Zur Charakterisierung eines verklebten Holzbauteils werden einerseits die Festigkeiten der beteiligten Materialien unter Berücksichtigung der auftretenden Umgebungsbedingungen benötigt. Die richtungs- und feuchteabhängige Festigkeitsbeschreibung für das verwendete Holz sowie die feuchte- und temperaturabhängigen Kenngrößen der nutzbaren Klebstoffe stehen dabei im Vordergrund.

Andererseits ist die Interaktion der an der Verklebung beteiligten Komponenten von grosser Bedeutung. Neben Veränderungen der Materialcharakteristik des Holzes im Nah-

bereich der Klebfuge sind bruchmechanische Kenngrößen in den Übergangsbereichen zwischen den beteiligten Komponenten sowie deren Beeinflussung des Feuchtetransportes von grossem Interesse.

Als Grundlage einer Beschreibung und Vorhersage der Vorgänge einer Holzverklebung werden jedoch die auftretenden Beanspruchungen benötigt. Mechanische Lasten, die Änderung der Klimabedingungen sowie zeitabhängige Prozesse und der konstruktive Aufbau verklebter Holzbauteile stellen die Haupteinflussgrößen auf die Beanspruchung von Holzklebverbindungen dar. Eine Belastung mit statischen mechanischen Lasten kann im moderaten Belastungsniveau mit dem linearen Elastizitätsgesetz beschrieben werden. Erfolgt jedoch eine Belastung des Bauteils durch die Änderung der klimatischen Umgebungsbedingungen, werden feuchte- und zeitabhängige Kenngrößen zur Beschreibung der Vorgänge benötigt. Die materialbeschreibenden Eigenschaften zur Feuchtaufnahme und deren Transport sowie der Einfluss der Materialfeuchte auf die elastischen Eigenschaften müssen bekannt sein. Neben den zusätzlich zu berücksichtigenden Dimensionsänderungen sind aufgrund der Zeitabhängigkeit einer variablen Materialfeuchte auch rheologische Materialeigenschaften mit einzubeziehen. Ihre Sensitivität gegenüber variierenden Klimabedingungen erfordert eine entsprechende Berücksichtigung dieser Einflüsse in den Kennfunktionen. Zusätzlich ist bei einer konkreten Bauteilbeurteilung die konstruktive Gestaltung der Holzverklebung zu berücksichtigen. Der allgemeine geometrische Aufbau, die Schichtdicken oder die Jahrringlagen der Fügebauteile sind entscheidende Parameter bei der Beanspruchungsermittlung.

Für die numerische Vorhersage der auftretenden Beanspruchungen sind alle genannten Einflussfaktoren und Eigenschaften für die verwendeten Materialien erforderlich. Ein Grossteil der angeführten Kenngrößen ist durch die häufige Verwendung von Fichtenholz in der Bauindustrie bereits vorhanden. Die Untersuchungen zur Festigkeit von Klebfugen werden allerdings anhand von Rotbuchenholzverklebungen in Form von Zugscherversuchen durchgeführt. Durch die erhöhte Festigkeit des Rotbuchenholzes im Vergleich zu Fichtenholz werden so grössere Beanspruchungen des Klebstoffes erreicht. In genormten Delaminationsversuchen wird ebenfalls Buchenholz benutzt. Dabei spielt weniger die erhöhte Festigkeit als das starke Quell- und Schwindverhalten eine entscheidende Rolle. Aus den genannten Gründen werden in der vorliegenden Arbeit die betrachteten Klebverbindungen als Rotbuchenholzverklebungen ausgeführt.

Weiterhin wird der Einsatz von Laubholz im konstruktiven Holzbau in Zukunft immer entscheidender. Beispielsweise zeigen Daten des dritten und aktuellsten Landesforstinven-

tars (LFI) der Schweiz eine deutliche Veränderung des Verhältnisses von Nadel- zu Laubholzvorkommen. Im Vergleich zum LFI2 (1993-1995) stieg der Vorrat an Buchenholz um 6,2% bei einer gleichzeitigen Verringerung des Fichtenholzvorrates um 4,1% an. Da jedoch Laubhölzer bisher nur geringfügig im Baubereich eingesetzt werden, liegen wesentlich weniger Materialdaten als Eingangsgrößen für Berechnungen und Konstruktionsauslegungen vor. Die Zusammenstellung bereits vorhandener Kenngrößen aus der Fachliteratur sowie die Ermittlung weiterer benötigter Materialparameter für Rotbuchenholz stellt demzufolge themenübergreifend einen weiteren Hauptbestandteil dieser Arbeit dar.

1.2 Zielstellung

Für die Beanspruchungsanalyse von Holzverklebungen und zur Verbesserung der Verwendungs- und Einsatzmöglichkeiten von Laubholz sind viele Ansatzpunkte sinnvoll und zielführend. Einen Beitrag hierzu soll diese Arbeit leisten, in der eine ingenieurtechnische Herangehensweise verfolgt wird, welche Rotbuchenholz als Material und verklebte Holzbauteile als mögliche Konstruktionselemente in den Vordergrund stellt. Dazu müssen die Eigenschaften des jeweiligen Materials sowie die daran gestellten Anforderungen bekannt sein. Weiterhin wird eine Möglichkeit zur Vorhersage des Verhaltens von Bauteilen mit dieser Materialcharakteristik geschaffen, um einen optimalen Einsatz des Werkstoffes zu gewährleisten. Konkret bedeutet dies die

- Bestimmung des Materialverhaltens unter besonderer Berücksichtigung der hygrischen und der feuchte- und zeitabhängigen mechanischen Eigenschaften
- Erweiterung der bestehenden Materialmodellierung für feuchte- und zeitabhängige numerische Untersuchungen
- Nutzung der Simulationswerkzeuge zur Bewertung der Beanspruchung auf verklebte Holzbauteile durch gezielte konstruktive und konstitutive Variation entsprechender Parameter.

Die vorliegende Arbeit zeigt am Beispiel von Rotbuchenholzverklebungen (*Fagus sylvatica* L.) eine mögliche Vorgehensweise auf. Es werden experimentelle Untersuchungen durchgeführt, mit dem Ziel, einen möglichst umfangreichen und vollständigen Satz an Materialdaten für eine anschließende numerische Simulation zu erhalten. Die zur Verfügung stehenden Modellierungstechniken werden um wichtige Materialeigenschaften erweitert und an gezielten Beispielen angewandt. Anhand einer Beurteilung der Einflussfaktoren

auf die Prüfmethode von Holzverklebungen und einer beispielhaften zweischichtigen Buchenholzverklebung werden die Möglichkeiten sowie weitere Herausforderungen der Simulation erarbeitet und diskutiert. Weiterhin soll gezeigt werden, wie die Modellierung von Holzklebverbindungen zur Verbesserung der Verklebungsgüte durch gezielte Variation der beteiligten Parameter beitragen kann.

1.3 Inhalt der Arbeit

Aufgrund der Zielstellung kann die Arbeit in drei Hauptbereiche gegliedert werden, welche sich in einen grundlegenden, einen materialbeschreibenden und einen numerischen Teil aufgliedern.

Zum besseren Verständnis werden im zweiten Kapitel bekannte und verwendete Methoden sowie spezielle Materialcharakteristiken von Buchenholz und ausgewählten Holzklebstoffen behandelt und es wird ein Einblick in die numerische Analyse von Holzbauteilen gegeben.

Die folgenden vier Kapitel beschäftigen sich mit experimentellen Untersuchungen und deren Analyse zu den Materialeigenschaften von Buche. Dabei wird das Verhalten unter Feuchteinfluss in die Wasseraufnahme durch Sorption, die resultierenden Dimensionsänderungen durch Quell- und Schwinderscheinungen sowie das Transportverhalten durch Diffusion aufgeschlüsselt. Ergänzend werden in Kapitel 3 die Feuchtetransporteigenschaften eines typischen Holzklebstoffes aufgrund ihrer grossen Bedeutung für verklebte Holzbauteile betrachtet.

Der nächstfolgende Themenschwerpunkt widmet sich dem orthotrop-elastischen Materialverhalten, welches in allen anatomischen Hauptrichtungen und bei variabler Holzfeuchte untersucht wird. Die dazu notwendigen Methoden und ermittelten Daten werden in Kapitel 4 zusammengestellt und visualisiert.

Direkt anschliessend werden die zeitabhängigen elastischen Eigenschaften untersucht. Fragen zur viskoelastischen Linearität, zu möglichen Modellansätzen und zur Feuchteabhängigkeit der rheologischen Kennwerte werden analysiert und besprochen. Weiter wird auf spezielle Eigenschaften des Holzes bei Klimasprüngen und Klimawechseln eingegangen.

Kapitel 6 beschäftigt sich mit Beobachtungen des Materialverhaltens im nichtlinearen Bereich. Es werden Messdaten und Beschreibungsvarianten vorgestellt, welche den Holzfeuchteinfluss auf das Materialverhalten der Rotbuche ausserhalb des elastischen Bereiches zeigen.

Ergänzende Kenndaten zum Versagensverhalten werden in Kapitel 7 ermittelt und zusammengetragen.

Im 8. Kapitel erfolgt die Vorstellung eines erweiterten Materialmodells und die nähere Beschreibung der Einarbeitung in eine kommerzielle Finite-Elemente-Software. Unter Verwendung der zuvor ermittelten Materialdaten wird die Simulation getestet und anhand von Beispielberechnungen demonstriert. Dabei wird im Besonderen auf den Einfluss der Fügeiteile bei Holzverklebungen sowie auf die Auswirkungen verschiedener Parameterkonfigurationen auf die Beanspruchung der Verklebung eingegangen.

Abschliessend werden die Erkenntnisse zusammengefasst und Möglichkeiten für deren weiteren industriellen, aber auch wissenschaftlichen Einsatz diskutiert.

2 Einführung in die Materialeigenschaften von Holz, Holzverklebungen und deren Modellierung

2.1 Aufbau von Holz

Holz kann als hierarchisches Material angesehen werden, aufgebaut aus unterschiedlichen Strukturen über mehrere Ebenen. In Abbildung 2.1 aus HARRINGTON (2002) sind die im Nadelholz vorkommenden Ebenen eindrucksvoll visualisiert, beginnend beim Baum oder dem Stamm folgen über das Kern- und Splintholz der Jahrring, die Tracheide sowie die Zellwand. Diese sind letztendlich aus durch Zelluloseketten gebildeten Mikrofibrillen aufgebaut.

Radial wird der Stamm in äussere und innere Rinde, Kambium sowie im Inneren des Stammes in Splint- und Kernholz unterteilt. Das Dickenwachstum geht von der Kambialschicht aus, und erzeugt nach aussen Rinde und nach innen Splintholz. Neben lebenden Bereichen ist mit dem Kernholz, der äusseren Rinde und bestimmten Splintholzanteilen ein Grossteil des Stammes abgestorben. Der Wassertransport in die Krone erfolgt vorwiegend über die äusseren Bereiche des Splintholzes, jedoch nicht im Kernholz.

Besondere Holzmerkmale wie Äste, Einlagerungen und Jahrringe werden bei der Auftrennung eines Stammes sichtbar. Letztere zeigen Unterschiede in Zellgrössen und -wanddicken und resultieren aus jahreszeitlich begründeten Wachstumsbedingungen, so dass im Allgemeinen in Früh- und Spätholz unterschieden wird. Geringere Zellgrössenunterschiede weisen die gleichmässig über den Jahrring verteilten kleinen Gefässe zerstreutporiger Hölzer wie der Buche auf, welche in eine grosse Zahl feiner Faserzellen eingebunden sind (s. Abb. 2.2). Deren Gefässwände sind mit kleinen Öffnungen, den sogenannten Tüpfeln versehen, die für den Wasseraustausch quer zur Faser verantwortlich sind. Der Hauptteil des Wassertransportes findet jedoch nicht quer, sondern längs der Gefässe statt. Über die Mittellamelle sind die Zellwände, bestehend aus Primär-, Sekundär- und Tertiärwand, miteinander verbunden. Die dominante Sekundärwand beinhaltet die für die mechanischen

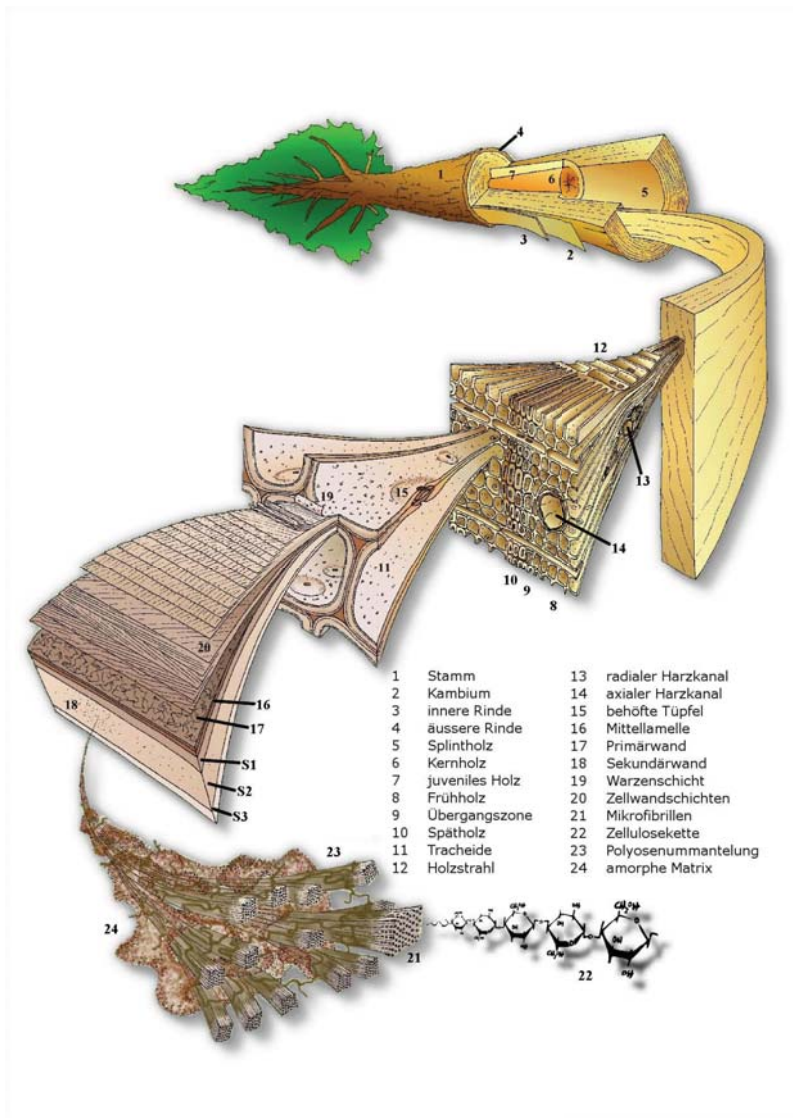


Abb. 2.1: Hierarchische Struktur von Holz (Nadelholz). Dies ist eine modifizierte Version der Originalabbildung des Forschungszentrums für Holztechnologie der Universität von Canterbury (Christchurch, Neuseeland).

Eigenschaften sehr entscheidenden parallel angeordneten Mikrofibrillen, die aus Zelluloseketten bestehen und in eine amorphe Matrix eingebettet sind. Die Speicherung von Nähr- und Inhaltsstoffen erfolgt in Parenchymzellen, welche in Nadelhölzern kastenförmig und bei Laubhölzern vorwiegend axial vereinzelt sowie radial in Form von Holzstrahlen auftreten. Sie können in unterschiedlichen Grössen vorkommen und kennzeichnen insbesondere im

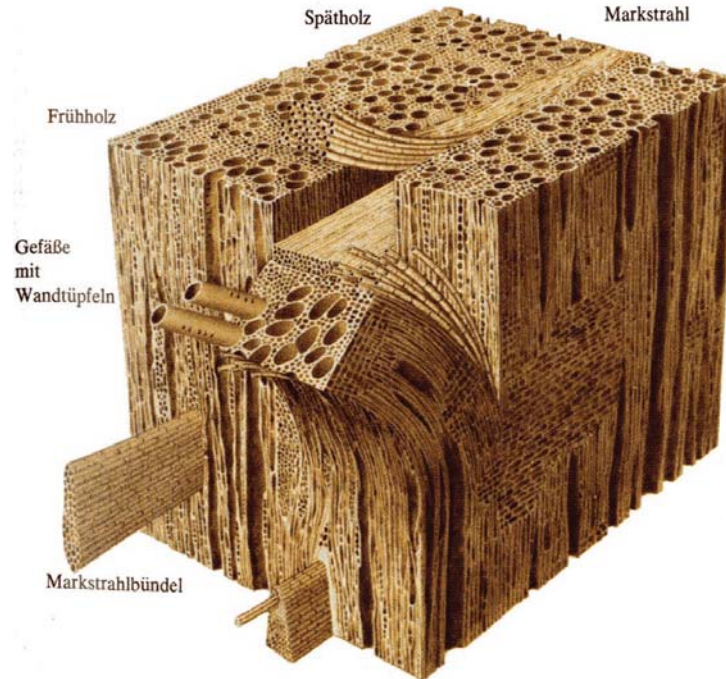


Abb. 2.2: Mikrostruktur von Buchenholz (*Fagus sylvatica* L.); links) Tangential-, rechts) Radial- und oben) Querschnitt (SCHWAB, 1977).

Radialschnitt das charakteristische Schnittbild der Buche. Weiterführende Informationen zur Anatomie des Holzes sind u.a. in SCHWAB (1977), NIEMZ (1993) sowie WAGENFÜHR (1999) aufgeführt.

2.2 Holzverklebungen

Durch die speziellen Eigenschaften des Werkstoffes Holz werden heutzutage unterschiedlichste Holzklebverbindungen in allen Bereichen des Ingenieurholzbaus sowie im Innenausbau und in der Möbelindustrie eingesetzt. Neben der numerischen Abbildung des Füge-
teilwerkstoffes Holz rückt die Simulation der Vorgänge in der Klebfuge immer mehr in den Vordergrund. Die Nachbildung und die Berechnung verklebter Bauteile setzt daher die genaue Kenntnis der auftretenden Verformungen und Spannungen im Bereich der Klebfuge unter verschiedensten Randbedingungen voraus. Verschiedene theoretische Ansätze sind dazu in ADAMS und PEPPIATT (1974) zusammengefasst und MACKERLE (2002) bietet einen umfassenden Überblick zur vorhandenen Literatur über Klebverbindungen.

Für die Berechnung werden Klebverbindungen als Schichtverbund von einem Füge-
teil, einer Klebstoffschicht und einem weiteren Füge-
teil betrachtet. Teilweise wird der Bereich zwischen Füge-
teil und Klebstoff mit einer Zwischenschicht, dem sogenannten *Interface*, modelliert (s. Abb. 2.3), was hauptsächlich der Beschreibung eines Kohäsionsversagens

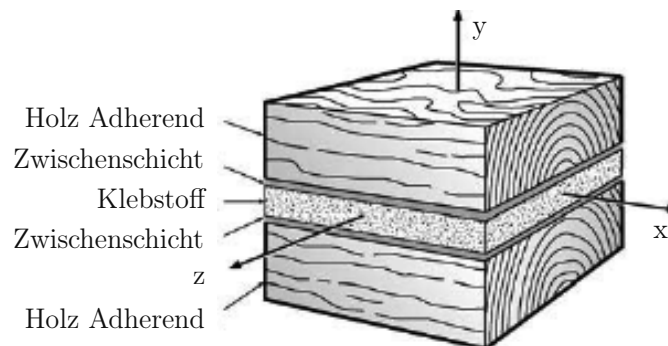


Abb. 2.3: Komponenten einer Holzklebverbindung (SERRANO und ENQUIST, 2005).

zwischen den beteiligten Komponenten dient und keine physikalische Dicke hat. Aufgrund der häufig geringen Dicke der Klebschicht existieren auch Modellierungsvarianten ohne Klebstoffschicht. Die Verbindung der Füge-
teile erfolgt dabei über ein einzelnes Interface.

Das Klebstoffmaterialverhalten ist im verklebten Zustand schwer zu bestimmen, so dass der Klebstoff in der Regel mit isotropen und elastischen Eigenschaften abgebildet wird. Elastisch-plastische Ansätze für den Klebstoff, wie in EDLUND et al. (2009), sind eher selten und mit Holz als Füge-
teil unüblich. Als Erweiterung zur Elastizität verwendet SERRANO (2000) ein Materialverhalten mit Nachbruchverhalten. Speziell dieses Bruch- und Nach-
bruchverhalten wird in SERRANO (2001), SERRANO (2004) oder SERRANO und ENQUIST

(2005) benutzt, um das Versagensverhalten von verklebten Holzbauteilen und Versuchen zu beschreiben. Ähnliche Modelle wurden in anwendungsorientierten Untersuchungen beispielsweise bei der Berechnung der Spannungsverteilungen in Keilzinkenverbindungen benutzt (JAUSLIN et al., 1995; SMARDZEWSKI, 1996; SERRANO, 1997).

Die durchgeführten Untersuchungen berücksichtigen hauptsächlich das elastische Verhalten und das Bruchverhalten von Klebfugen. Durch die Einbindung des Bruchverhaltens können Absolutwerte für das Bruch- und Nachbruchverhalten bestimmt werden. Zur Beurteilung der Beanspruchung auf die Klebfuge muss für vergleichende Untersuchungen das Bruchverhalten jedoch nicht zwangsläufig modelliert werden. Die Einwirkung von variierender Holzfeuchte und zeitabhängigem Materialverhalten dagegen wurde bei der Beurteilung von Klebverbindungen häufig vernachlässigt, obwohl gerade durch klimatische Beanspruchungen eine Vielzahl an Bruch- bzw. Delaminationserscheinungen in der Praxis auftreten.

Aus diesem Grund ist für die Ermittlung der Beanspruchung auf die Klebfuge die Kenntnis und Berücksichtigung der wichtigsten Klebstoff- sowie zeit- und feuchteabhängigen Holzeigenschaften notwendig. Klebstoffeigenschaften liegen nur sehr wenige vor, weshalb von BRANDMAIR et al. (2010) Materialprüfungen an Klebstofffilmen durchgeführt wurden. Diese Ergebnisse sind zusammen mit Literaturwerten in Tabelle 2.1 aufgeführt.

Tab. 2.1: Elastische Eigenschaften und Festigkeiten von verschiedenen Klebstoffen

Klebstoff	E-Modul E [MPa]	Zugfestigkeit f_t [MPa]	Querkontraktion ν [-]
1-K Polyurethan ¹ (HB 110)	330	11.8	0.5
1-K Polyurethan ¹ (HB 181)	1000	28	0.42
Phenol-Resorcin-Formaldehyd ¹	3990	32	0.34
Melamin-Harnstoff-Formaldehyd ¹	2490	27	0.42
Polyvenylacetat ¹	620	2	0.44
1-K Polyurethan ²	470		0.3
Phenol-Resorcin-Formaldehyd ²	3300		0.36
Melamin-Harnstoff-Formaldehyd ²	6300		0.34
Polyvenylacetat ²	1600		0.34
1-K Polyurethan ³	500	30	0.4

¹BRANDMAIR et al. (2010)

²KONNERTH et al. (2006)

³BROUGHTON und HUTCHINSON (2001)

2.3 Verhalten unter Feuchte

Als hygroskopisches und kapillarporöses Material nimmt Holz über Sorptionsprozesse Wasser aus der Luft oder in flüssiger Form über Kapillarkräfte auf. Unterschieden wird dabei in *freies* Wasser, den Wassergehalt über dem Fasersättigungsbereich (s. Kap. 2.3.1) und *gebundenes* Wasser mit dem Anteil unter dem Fasersättigungsbereich. Die beschreibende physikalische Kenngrösse ist die Holzfeuchte ω , welche sich aus

$$\omega = \frac{m_\omega - m_0}{m_0} \quad (2.1)$$

ergibt. Mit der Masse des feuchten Holzes m_ω und der Masse des darrtrockenen Holzes m_0 wird auch der Feuchtegehalt f als Kenngrösse angegeben. Er ist mit

$$f = \frac{m_\omega - m_0}{m_\omega} \quad (2.2)$$

definiert. Weiterhin wird für Diffusionsprozesse häufig die Wasserkonzentration c (Wassergehalt) eingeführt, welche sich mit dem Darrvolumen V_0 bzw. der Darrdichte ρ_0 und der Beziehung

$$c = \frac{m_\omega - m_0}{V_0} = \omega \rho_0 \quad (2.3)$$

berechnen lässt.

Weitere Untersuchungen sowie Informationen sind beispielsweise in KOLLMANN (1951), STAMM (1967b), STAMM (1967a), SKAAR (1988) oder SIAU (1995) zu finden. Im folgenden Abschnitt werden die Grundlagen der Feuchteaufnahme- und -abgabe, des Quellen und Schwindens sowie der Diffusionsprozesse im Holz kurz vorgestellt.

2.3.1 Feuchteaufnahme und -abgabe

Aufgrund seines strukturellen Aufbaus kann Holz sowohl im Mikro- als auch im Makrosystem Wasser aufnehmen. Dies erfolgt in unterschiedlichen Sorptionsphasen, welche mit ihren Bindungsformen in Abbildung 2.4 dargestellt sind. Interagiert darrtrockenes Holz mit Feuchtigkeit aus der Umgebung, wird von Absorption gesprochen. Die Absorption besteht dabei aus der Überlagerung von drei unterschiedlichen Phasen der Sorption. Bis zu einer Holzfeuchtigkeit von ca. $\omega = 6\%$ findet die Chemisorption statt, bei welcher sich Wassermoleküle an die Zellulose anlagern und noch keine signifikante Quellung auftritt. Bei der Adsorption ($6\% \leq \omega \leq 15\%$) werden durch elektrostatische Kräfte an den Wänden der Kapillaren bzw. in den Poren des Mikrosystems einzelne oder auch Schichten von Wassermolekülen angelagert. Bei weiterer Erhöhung der Umgebungsfeuchte setzt die Kapillarkondensation ($15 \leq$ Fasersättigungspunkt (FSP)) ein, bei der sich Flüssigkeit auf die innere

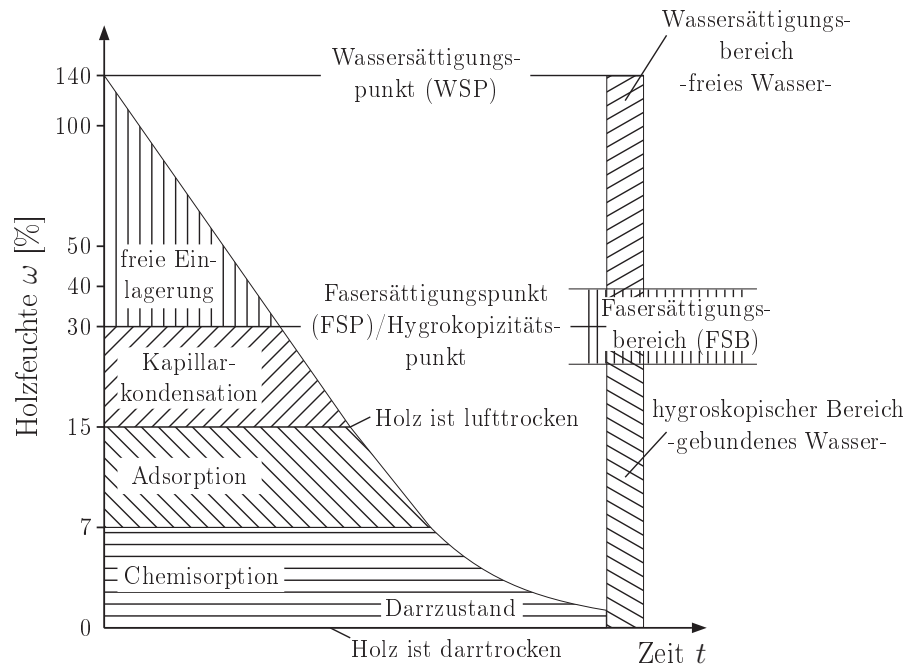


Abb. 2.4: Bindungsarten von Wasser in Holz nach NIEMZ (1993).

Oberfläche im Zellwandsystem niederschlägt, bis das Mikrosystem nicht mehr in der Lage ist, mehr Feuchtigkeit aufzunehmen. Dieser Feuchtezustand wird als Fasersättigungsbereich (FSB) oder auch Fasersättigungspunkt bezeichnet. Unterhalb des FSP treten Quell- und Schwinderscheinungen auf, oberhalb finden diese Prozesse durch zusätzliche Einlagerungen von Wasser in die makroskopischen Hohlräume nicht mehr statt. Der FSB wird in der Literatur (bspw. KOLLMANN, 1951; SCHEFFLER, 2002) zwischen 24% und 35% Holzfeuchte angegeben. Damit ergibt sich ein Zusammenhang zwischen der Umgebungsfeuchte φ und der Holzfeuchte ω , welcher unter Annahme einer konstanten Temperatur mit Sorptionsisothermen beschrieben wird. Unterschiedliche Sorptionsisothermen resultieren nicht nur aus verschiedenen Materialien, sondern auch aus abweichenden Temperaturniveaus (s. BODIG und JAYNE, 1993; SIAU, 1995) oder der Richtung des Feuchtigkeitsaustausches mit Adsorption bzw. Desorption (STAMM und LOUGHBOROUGH, 1935).

Sorptionsisothermen

Für die Beschreibung der Sorption, welche die Aufnahme eines Gases oder einer Flüssigkeit durch einen festen oder flüssigen Stoff darstellt, wurden verschiedene Theorien entwickelt. Eine der ersten Theorien, welche annimmt, dass verschiedene Schichten von Wassermolekülen an inneren wasseranziehenden Flächen angelagert werden können, war die von Brunauer, Emmett und Teller (BET-Theory). Sie wurde erfolgreich bei Holz und anderen hygroskopischen Werkstoffen mit Wasserdampfgehalten $\varphi < 0.4$ angewendet. Für höhere Wasserdampfgehalte lieferte sie jedoch keine befriedigenden Ergebnisse. Eine Modifikation der BET-Theory, bei der auch bei höheren Wasserdampfgehalten deutlich genauere Ergebnisse erzielt werden können, wurde von DENT (1977) veröffentlicht. In beiden Theorien wird angenommen, dass Wasser in zwei unterschiedlichen Formen sorbiert wird: durch primäre Moleküle, welche direkt an Primärflächen innerhalb der Zellwände sorbiert werden, und durch sekundäre Moleküle, die an Sekundärflächen sorbiert werden (s. Abb. 2.5). Primärflächen sind Flächen mit hoher Bindungsenergie, zugänglich über Hydroxyl-

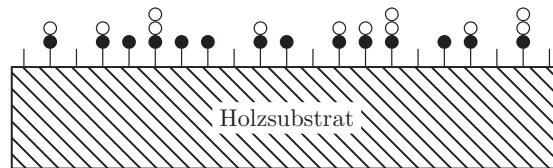


Abb. 2.5: Schematische Darstellung der Primärflächen (| | |) in den Zellwänden, mit teilweise unbesetzten, mit Primärwassermolekülen (●) und manchmal mit Sekundärwassermolekülen (○) besetzten Flächen nach SKAAR (1988).

Gruppen. Sekundärflächen dagegen weisen niedrigere Bindungsenergien auf und können als Anlagerungen an Primär- oder Sekundärflächen betrachtet werden. Beide Modelle gehen davon aus, dass die Eigenschaften des Wassers in den Sekundärschichten, welche die zweite, dritte, vierte, etc. Schicht bedeuten, identisch sind. Im Gegensatz zum BET-Modell werden in der Theorie von Dent oder beispielsweise auch im Hailwood-Horrobin-Modell (HAILWOOD und HORROBIN, 1946) keine gleichen thermodynamischen Eigenschaften für Sekundärwasser und normales Wasser angenommen (SKAAR, 1988).

Im Allgemeinen lassen sich jedoch die meisten der existierenden Sorptionsmodelle mit einer Gleichung der Form

$$\omega(\varphi) = \frac{\varphi}{A + B\varphi - C\varphi^2} \quad (2.4)$$

beschreiben. Die Koeffizienten A , B und C werden anhand einer linearen Regression mit quadratischem Polynomansatz aus den Sorptionsmessdaten ermittelt. Mit Hilfe dieser Kenngrößen können die verschiedenen Anteile von monomolekularem (ω_1) und polymolekularem Feuchtegehalt (ω_2) am Gesamtfeuchtegehalt ω nach

$$\omega_1 = \frac{\omega_0 b_1 \varphi}{(1 - b_2 \varphi + b_1 \varphi)} \quad (2.5)$$

$$\omega_2 = \frac{\omega_0 b_1 b_2 \varphi^2}{[(1 - b_2 \varphi)(1 - b_2 \varphi + b_1 \varphi)]} \quad (2.6)$$

ermittelt werden. Die dazu benötigten Konstanten b_1 , b_2 und ω_0 werden über

$$b_2 = \frac{[-B + \sqrt{(B^2 + 4AC)}]}{2A} \quad (2.7)$$

$$b_1 = 2b_2 + \frac{B}{A} \quad (2.8)$$

$$\omega_0 = \frac{100}{Ab_1} \quad (2.9)$$

bestimmt. Abbildung 2.6 zeigt die Überlagerung der einzelnen Anteile ω_1 und ω_2 zur Gesamtsorptionsisotherme ω am Beispiel der Mittelwerte für zehn verschiedene Laubhölzer. Der Feuchtegehalt bei vollflächiger Benetzung mit einer Einzelschicht ist durch die Horizontale ω_0 gekennzeichnet. Sie stellt das natürliche Maximum für den monomolekularen

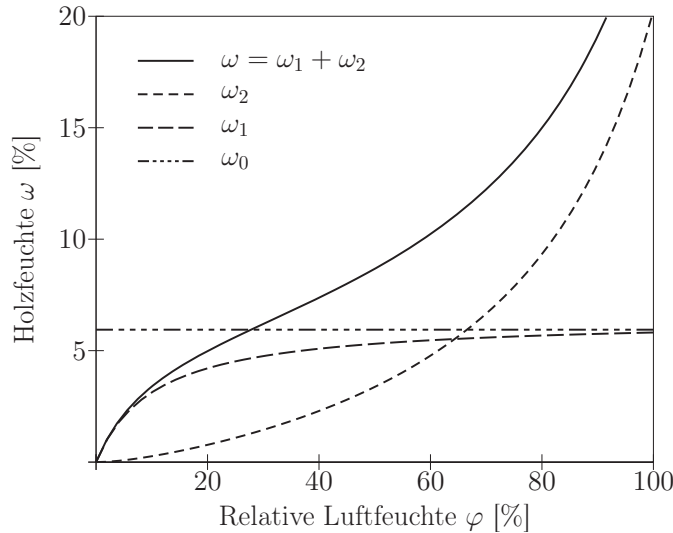


Abb. 2.6: Mittlere Sorptionsisothermen von zehn verschiedenen Laubhölzern sowie den Kennfunktionen ω_0 , ω_1 und ω_2 in Anlehnung an SKAAR (1988).

Feuchtegehalt ω_1 dar, welches jedoch auch beim Fasersättigungspunkt nicht ganz erreicht werden kann.

2.3.2 Quell- und Schwindverhalten

Bei der Aufnahme von Feuchtigkeit kommt es unterhalb des Fasersättigungsbereiches zur Einlagerung von Wassermolekülen in die intermizellaren und interfibrillaren Hohlräume des Holzes. Bis zum Erreichen des Fasersättigungspunktes kommt es dabei zu einem Ausdehnen der Zellwand, wodurch ein Quellen stattfindet. Die durch Feuchteabnahme bedingte Volumenkontraktion wird als Schwinden bezeichnet. Die Auswirkungen dieser richtungsabhängigen Materialeigenschaft ist in Abbildung 2.7 illustriert. Zur quantitativen Be-

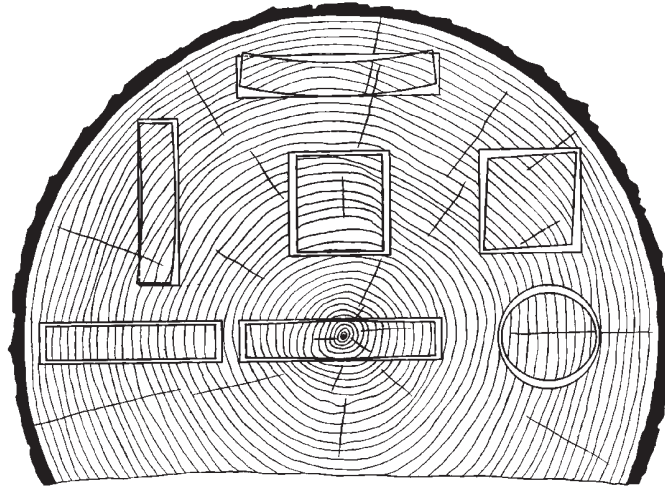


Abb. 2.7: Charakteristische Schwindung und Verformung verschiedener Querschnitte in Abhängigkeit von der Jahrringlage (FOREST PRODUCTS LABORATORY, MADISON, 1999).

schreibung des Quell- und Schwindverhaltens werden verschiedenste Kenngrößen verwendet: Quellmass, Schwindmass, maximales Quell- bzw. Schwindmass, Volumenquellung/-schwindung sowie Quell- und Schwindfaktoren (s. NIEMZ, 1993). Im Folgenden wird in Analogie zur Temperatur der Feuchteausdehnungskoeffizient α verwendet, welcher über

$$\varepsilon_\alpha = \alpha(\omega - \omega_0) \quad \text{mit} \quad \alpha^T = (\alpha_L, \alpha_R, \alpha_T, 0, 0, 0) \quad (2.10)$$

definiert ist und in der Holztechnologie als Quellfaktor K_α bezeichnet wird. Diese Kenngröße wird im Bereich der Simulation sehr häufig eingesetzt, aber oft mit dem Quellmass,

welches ungünstigerweise in der Holzphysik mit α (Schwindung $\hat{=}$ β) bezeichnet wird, vertauscht.

Dehnungen durch Quellung/Schwindung und die durch lineare Regression ermittelten Feuchteausdehnungskoeffizienten (differentielles Quell- bzw. Schwindmass) sind für Buchenholz in seinen drei Hauptrichtungen in Abbildung 2.8 für die von MÖRATH (1931)

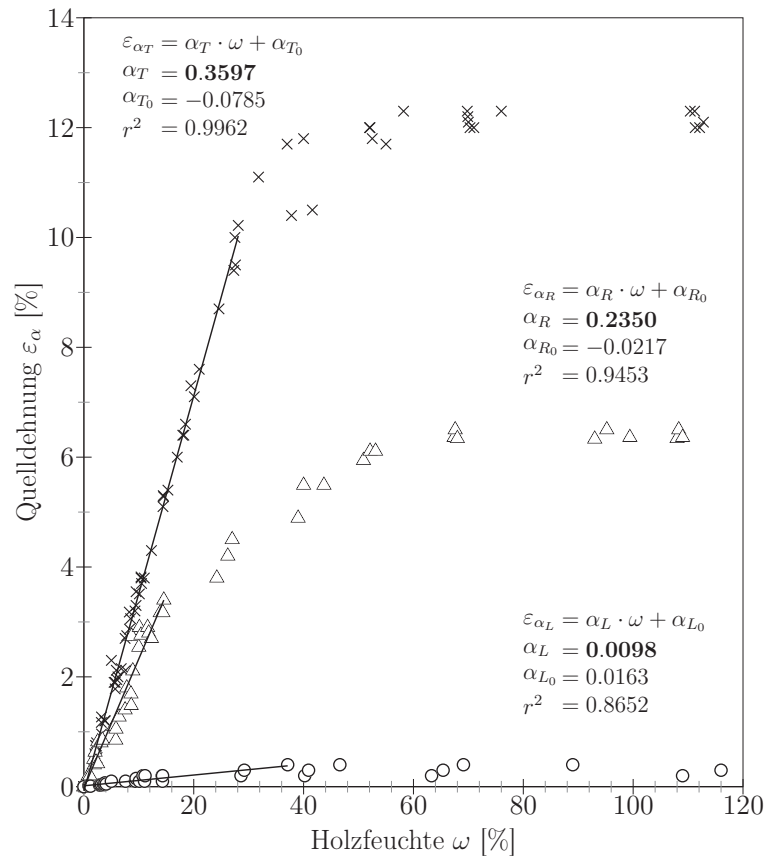


Abb. 2.8: Quellungskurven für Rotbuchenholz (Daten aus MÖRATH, 1931).

offensichtlich im linearen Bereich ausgewerteten Messdaten dargestellt. Neben den Ergebnissen der Regressionen sind der zwischen den einzelnen Richtungen differierende lineare Endbereich und die angeschlossene langgezogene Krümmung der Messdaten bemerkenswert. Abgesehen von einer relativ hohen Messunsicherheit in longitudinaler Richtung sind bei diesen sehr häufig zitierten Daten (z.B. KOLLMANN, 1951; EICHLER et al., 1966; NIEMZ, 1993) auch die Streuung und vor allem der Absolutwert des Fasersättigungspunktes recht hoch. Im Vergleich zu anderen Holzarten weist Rotbuchenholz ein starkes Quell- und Schwindverhalten auf, was anhand von Daten in der tangentialen Hauptrichtung in Ab-

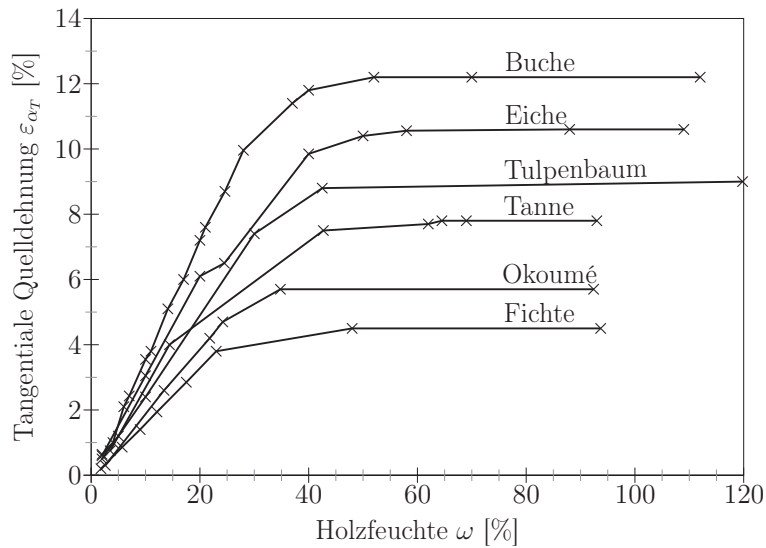


Abb. 2.9: Quellungskurven für verschiedene Holzarten (Daten aus MÖRATH, 1931).

bildung 2.9 deutlich wird. Einen guten Überblick über die Mechanismen und Kenngrößen zu diesem Thema geben KOLLMANN (1951), NIEMZ (1993), FOREST PRODUCTS LABORATORY, MADISON (1999) sowie SUCHSLAND (2004). Verschiedene Einflussgrößen auf das Quell- und Schwindverhalten wie Mikrofibrillenwinkel, Rohdichte, chemische Zusammensetzung etc. wurden beispielsweise in BOSSHARD (1956), FUTÓ (1982), FUTÓ (1984) oder in LEONARDON et al. (2010) untersucht.

2.3.3 Diffusion

Die Diffusion ist ein Prozess, bei dem Stoffe durch Molekülbewegungen von einem Teil des Systems zu einem anderen transportiert werden (CRANK, 1975). Der Transport von Feuchtigkeit aufgrund eines Konzentrationsgradienten der diffundierenden Flüssigkeit wird als Ficksche Diffusion bezeichnet (FICK, 1855). Die grundlegende mathematische Beschreibung erfolgt im dreidimensionalen Fall unter stationären Bedingungen ($\frac{\partial c}{\partial t} = 0$) nach dem ersten Fickschen Gesetz

$$\mathbf{J} = -\mathbf{D}\nabla c. \quad (2.11)$$

Dabei ist der Flussvektor \mathbf{J} , entgegen der Richtung der Diffusion, dem Konzentrationsgradienten ∇c über den Diffusionskoeffizienten \mathbf{D} proportional. In Anlehnung an das erste Ficksche Gesetz existieren verschiedene weitere Gradienten und korrespondierende Koeffizienten. Neben der Konzentration und dem Feuchtegehalt können Gradienten auf Potentia-

len wie dem Wasserdampfpartialdruck p oder dem chemischen bzw. dem Wasserpotential Ψ (bspw. CLOUTIER und FORTIN, 1991, 1993; CLOUTIER et al., 1995) basieren, was in SIAU (1995) näher erklärt ist. Für zeitlich veränderliche Prozesse kann unter Einführung der Kontinuitätsgleichung

$$\frac{\partial c}{\partial t} = -\nabla \cdot \mathbf{J} \quad (2.12)$$

das erste Ficksche Gesetz aus Gleichung (2.11) in

$$\frac{\partial c}{\partial t} = \nabla \cdot (\mathbf{D}\nabla c), \quad (2.13)$$

das zweite Ficksche Gesetz überführt werden. Die Matrix \mathbf{D} enthält die richtungs- und unter Umständen konzentrationsabhängigen Diffusionskoeffizienten. Reduziert man Gleichung (2.13) auf den eindimensionalen Fall mit konstantem Diffusionskoeffizienten folgt:

$$\frac{\partial c}{\partial t} = D \frac{\partial^2 c}{\partial x^2}. \quad (2.14)$$

Solche Diffusionsprozesse finden bei dem Werkstoff Holz hauptsächlich unterhalb des Fasersättigungsbereiches statt. Unterschieden wird dabei die Diffusion von gebundenem Wasser durch die Zellwände und der Transport von Wasserdampf in den Zelllumen (SIAU, 1995), worauf in STAMM (1959, 1960a,b) ausgiebig eingegangen wird. STAMM (1967a) schreibt weiter: „Die Strömung von Flüssigkeiten durch das Holz einerseits und die Diffusion andererseits folgen jeweils verschiedenen Gesetzen und unterscheiden sich in ihrer Auswirkung je nach dem betroffenen Teil des Holzgefüges“, woraufhin in STAMM (1967b) eine auf drei Diffusionswegen basierende Beschreibung des Feuchtetransportes vorgestellt wird.

Die Kopplung der Diffusionsprozesse mit der Temperatur wird beispielsweise in Untersuchungen zur nichtisothermen Diffusion von SKAAR und SIAU (1981), AVRAMIDIS (1986) oder SIAU und AVRAMIDIS (1993) behandelt. Dabei stellten SKAAR und SIAU (1981) unter Voraussetzung des Soret Potentials $(E_b/T)(\partial T/\partial x)$ (thermische Diffusion) und des chemischen Potentials $\partial\mu/\partial x$ (Gradienten des Wasserdampfpartialdruckes) als Antriebskräfte die Beziehung:

$$J = -\frac{K_b\omega}{RT} \left(\frac{E_b}{T} \frac{\partial T}{\partial x} + \frac{RT}{\omega} \frac{\partial \omega}{\partial x} \right) \quad (2.15)$$

für die Berechnung nichtisothermer Feuchtigkeitsbewegung in Holz vor. Dabei gilt die Aktivierungsenergie E_b für die Diffusion des gebundenen Wassers als feuchteunabhängig im Gegensatz zur Feuchteleitfähigkeit K_b , welche neben der Feuchte ω und der Temperatur T auch eine Funktion der Sorptionsgeschichte sein kann. Unter Annahme einer linearen

Sorptionsisotherme $\partial\mu/\partial\omega = RT/\omega$ und der Gleichheit der Übergangswärme Q^* und der Aktivierungsenergie E_b , vereinfacht sich Gleichung (2.15) zu

$$J = K_b \frac{\partial\omega}{\partial\mu} \left(\frac{Q^*}{T} \frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial\mu}{\partial x} \right), \quad (2.16)$$

welche bereits in SIAU (1980) vorgestellt wurde.

Weiterhin werden für die Beschreibung des Feuchtetransportes Anfangs- und Randbedingungen benötigt. Häufig verwendet wird (hier im eindimensionalen Fall) die Randbedingung in der Form:

$$J = -D \frac{\partial c(x, t)}{\partial x} = \sigma_D (c(x, t) - c_\infty) \quad x \in \Gamma. \quad (2.17)$$

Der darin vorkommende Oberflächenadsorptionskoeffizient σ_D (häufig auch mit S bezeichnet) wird unter anderem in SIAU und AVRAMIDIS (1996) diskutiert und eine Zusammenstellung verschiedener Messdaten gegeben. Der geringer werdende Einfluss von σ_D mit steigender Luftgeschwindigkeit wurde u.a. in ROSEN (1978) an Schwarznussbaum (*Juglans nigra* L.) und Silber-Ahorn (*Acer saccharinum* L.) untersucht und beschrieben. Aufgrund der Schwierigkeiten bei der Ermittlung dieses Koeffizienten veröffentlichte LIU (1989) eine Methode zur Bestimmung von σ_D aus der instationären Diffusionsgleichung und einer einzigen Trocknungskurve von Holz. TREMBLAY et al. (2000) dagegen bestimmten den Oberflächenadsorptionskoeffizient in Abhängigkeit vom Feuchtegehalt und von der Luftgeschwindigkeit durch Feuchtemessung an der Oberfläche bei Trocknungsexperimenten an Rotkiefer und geben ebenfalls einen Überblick über bereits vorhandene Koeffizienten.

Zur Bestimmung des Diffusionskoeffizienten D führte WADSÖ (1993a,b) Sorptionsmessungen an Fichtenproben in zwei unterschiedlichen Feuchteintervallen durch. Dabei stellte er fest, dass bei höherem Feuchteniveau der Diffusionskoeffizient ermittelt über die Wurzelgerade geringer ist als bei niedrigerer Feuchte. Weiterhin wiesen geringere Dicken einen niedrigeren Diffusionskoeffizienten auf, was unnatürlich ist und aufgrund der hohen umgebenden Luftgeschwindigkeit nicht mit dem Oberflächenadsorptionskoeffizienten begründet werden konnte. Daraus folgerte er ein „nicht-Ficksches“ Feuchteaufnahmeverhalten mit welchem er sich in WADSÖ (1994) auseinandersetzt und eine Kombination zweier Fickscher Ansätze vorschlägt:

$$J = -D_c(c, p) \frac{\partial c}{\partial x} - D_p(p, c) \frac{\partial p}{\partial x}. \quad (2.18)$$

Diese entsprechen jeweils der Konzentration (c) und dem Wasserdampfpartialdruck (p) als treibendes Potential. Der Ansatz wird von FRANDSEN et al. (2007a) zu einem „multi-Fickschen“ Feuchteaufnahmeverhalten wie folgt erweitert (s. Abb. 2.10):

$$\frac{\partial c_b}{\partial t} = \nabla \cdot (\mathbf{D}_b \nabla c_b) + \dot{c} \quad (2.19)$$

$$\frac{\partial c_v}{\partial t} = \nabla \cdot (\mathbf{D}_v \nabla c_v) + \dot{c}. \quad (2.20)$$

Dieser Ansatz beinhaltet eine Sorptionsrate \dot{c} , welche dem Wasser einen theoretischen Übergang zwischen der Wasserdampfphase (v) und der Phase mit gebundenem Wasser (b) ermöglicht. Weiterführende Untersuchungen zu nicht-Fickschem Verhalten sind z.B. in

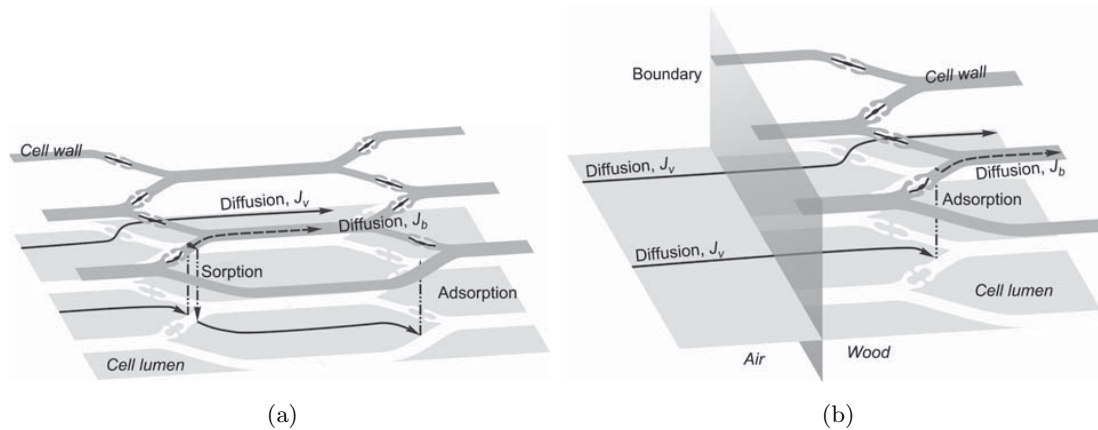


Abb. 2.10: Multi-Ficksches Feuchte-Transportmodell nach FRANDSEN et al. (2007a): (a) zeitabhängige Prozesse beim Feuchte-Transport in den Zellstrukturen (b) Bewegung von Wasserdampf an der Grenze von Luft zu Holz mit resultierender Sorption und Diffusion von gebundenem Wasser.

FRANDSEN (2007), FRANDSEN et al. (2007b), FRANDSEN und SVENSSON (2007), KRABENHOFT und DAMKILDE (2004), SHI und WU (2009) sowie in MOUCHOT et al. (2006) vorhanden.

Aufgrund der schwierigen Parameterbestimmung der letzten Ansätze, der häufig ausreichenden Genauigkeit der Fickschen Gesetze und deren weitgehender Implementierung in kommerzielle Programmsysteme wird meistens Gleichung (2.13) für die Berechnung hölzerner Strukturen unter Feuchteeinfluss benutzt. Die benötigten Kenngrößen können

sowohl im stationären als auch im instationären Versuch ermittelt werden. Beim instationären Versuch können jedoch zusätzlich zur Diffusionskoeffizientenmatrix

$$\mathbf{D} = \begin{bmatrix} d_L & 0 & 0 \\ 0 & d_R & 0 \\ 0 & 0 & d_T \end{bmatrix} \quad (2.21)$$

die Oberflächenadsorptionskenngrößen in den jeweiligen Richtungen σ_{D_i} ermittelt werden. Nach Aufschneiden der Proben (zerstörende Prüfung) im stationären Versuch ist wie beim instationären ein feuchte- bzw. konzentrationsabhängiger Diffusionskoeffizient $D(c)$ bestimmbar. VANEK und TEISCHINGER (1989) ermittelten einen feuchteabhängigen Diffusionskoeffizient im stationären Versuch in radialer und tangentialer Richtung für Buche (*Fagus sylvatica* L.), Fichte (*Picea abies* L., Karst.), Eiche (*Quercus sp.* L.s) und Kiefer (*Pinus sylvestris* L.). Die Mehrzahl der Untersuchungen verwendet jedoch den instationären Ansatz unter Nutzung der inversen Parameterbestimmung. Beispielsweise wird in KOC und HOUŠKA (2002) und KOC et al. (2003) ein Feuchteprofil durch Aufschneiden ermittelt und der inversen Berechnung zugeführt. Häufig wird dafür ein Finite-Elemente-Programm und ein Optimierungsalgorithmus genutzt (WERES und OLEK, 2005; OLEK et al., 2005; OLEK und WERES, 2007). Jedoch kommen auch Finite-Differenzen-Verfahren wie in DROIN-JOSSERAND et al. (1988) oder in PFRIEM et al. (2007, 2010) zum Einsatz. Unabhängig vom gewählten numerischen Verfahren werden für die Beschreibung der konzentrationsabhängigen Diffusionskoeffizienten vorwiegend Ansätze in Exponentialform verwendet:

$$D(c) = D_0, \quad (2.22a)$$

$$D(c) = D_0(e^{a_0c}), \quad (2.22b)$$

$$D(c) = D_0e^{(a_0c^2+a_1c)}, \quad (2.22c)$$

$$D(c) = D_0e^{(a_0c^2+a_1c+a_2)}. \quad (2.22d)$$

Bei dem Vergleich von Resultaten der Optimierung mit Messdaten aus MANNES et al. (2009) in Abbildung 2.11 wurde der Ansatz aus Gleichung (2.22b) verwendet. Die Möglichkeit der Anwendung dieses Ansatzes für Rotbuchenholz ist für die durchgeführten instationären Sorptions- bzw. Diffusionsversuche gut zu erkennen. Bemerkenswert ist dabei die Übereinstimmung der Wasserkonzentrationsverteilung im Probeninneren, welche anhand von Messungen an einer Neutronenquelle mit einer sehr hohen Ortsauflösung erzielt werden konnten. Dies erhöht zum einen die Genauigkeit bei der Ermittlung des Verhältnisses des Diffusionskoeffizienten zum Oberflächenadsorptionskoeffizienten und zum anderen

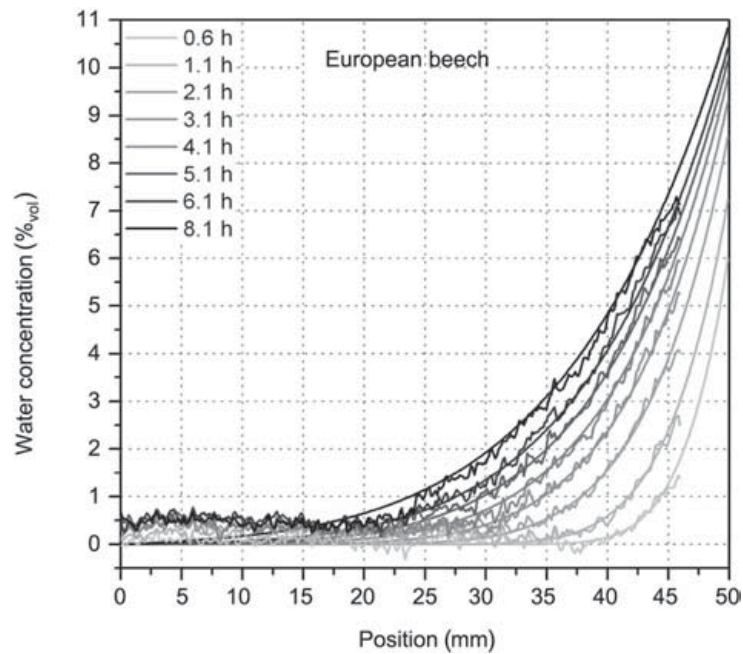


Abb. 2.11: Volumetrische Wasserkonzentration einer Rotbuchenprobe (*Fagus sylvatica* L.) während eines eindimensionalen Diffusionsexperimentes in longitudinaler Richtung (ca. 27°C und 0% rel. LF (links) bzw. 86% rel. LF (rechts), Daten aus MANNES et al., 2009).

ermöglicht es eine verbesserte Beurteilung der verwendeten Modellannahmen durch gezielte Vergleiche der Daten im Inneren der Probekörper.

2.4 Grundlagen der Elastizität

Die kontinuumsmechanischen Grundlagen zur Elastizitätstheorie sind u.a. in ESCHENAUER und SCHNELL (1981), GÖLDNER et al. (1991) sowie BETTEN (1993) ausführlich erklärt. Aufgrund von unterschiedlichen Bezeichnungen und Definitionen wird im folgenden Abschnitt eine Zusammenfassung der benötigten Kenngrößen zum besseren Verständnis der Arbeit wiedergegeben. Die beiden nachfolgenden Abschnitte beinhalten die Zusammenhänge zur verwendeten Darstellung der elastischen Eigenschaften (s. Abschnitt 4.3) und beschreiben kurz die Grundlagen der durchgeführten Ultraschalluntersuchungen, welche detailliert in BUCUR (1995) beschrieben sind.

2.4.1 Elastisches Materialverhalten

Elastische Eigenschaften sind dadurch gekennzeichnet, dass die bei Belastung eines Bauteils entstehenden Spannungen und Verzerrungen bei Entlastung ohne Dissipation von Energie wieder in ihren Ausgangszustand zurückkehren. Ein linearer Zusammenhang zwischen den auftretenden Spannungen und Verzerrungen kann mit dem Hookeschen Gesetz beschrieben werden. Verallgemeinert wird das Hookesche Gesetz durch

$$\sigma_{kl} = C_{klmn}\varepsilon_{mn} \quad (2.23)$$

bzw. mit dem Zusammenhang $\underline{\underline{\mathbf{C}}} = \underline{\underline{\mathbf{S}}}^{-1}$ zwischen Steifigkeit $\underline{\underline{\mathbf{C}}}$ und Nachgiebigkeit $\underline{\underline{\mathbf{S}}}$ mit

$$\varepsilon_{kl} = S_{klmn}\sigma_{mn} \quad (2.24)$$

ausgedrückt. Die auftretenden Indizes k, l, m, n laufen dabei von eins bis drei, wobei über gleiche Indizes gemäss der Einsteinschen Summationskonvention summiert wird. Das dabei entstehende lineare Gleichungssystem besteht aus neun Gleichungen und enthält 81 unabhängige Komponenten, welche sich aufgrund der Gleichheit paarweise zugeordneter Schubspannungen (Boltzmann-Kontinuum) und der daraus resultierenden Symmetrien des Spannungstensors $\sigma_{kl} = \sigma_{lk}$ und des Verzerrungstensors $\varepsilon_{mn} = \varepsilon_{nm}$ auf sechs Gleichungen und 36 unabhängige Komponenten reduzieren. Unter der Voraussetzung der Existenz eines elastischen Potentials (Formänderungsenergiedichte)

$$\psi_e = \frac{1}{2}\varepsilon_{kl}C_{klmn}\varepsilon_{mn} \quad (2.25)$$

kann die Anzahl der 36 unabhängigen Komponenten weiter auf 21 verringert werden. Damit nimmt Gleichung (2.24) in Matrixnotation die Form

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{12} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{23} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} s_{11} & s_{12} & s_{13} & s_{14} & s_{15} & s_{16} \\ s_{21} & s_{22} & s_{23} & s_{24} & s_{25} & s_{26} \\ s_{31} & s_{32} & s_{33} & s_{34} & s_{35} & s_{36} \\ s_{41} & s_{42} & s_{43} & s_{44} & s_{45} & s_{46} \\ s_{51} & s_{52} & s_{53} & s_{54} & s_{55} & s_{56} \\ s_{61} & s_{62} & s_{63} & s_{64} & s_{65} & s_{66} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{12} \\ \tau_{13} \\ \tau_{23} \end{pmatrix} \quad (2.26)$$

an (vgl. z.B. MEHRABADI und COWIN, 1990). Unter der Annahme, dass Normalspannungen in Richtung der Hauptachsen keine Schubverzerrungen und Schubspannungen keine Normalverzerrungen bewirken, existieren nur noch neun unabhängige Elastizitätskomponenten. Das damit entstehende Materialverhalten wird als orthogonal isotrop bzw. orthotrop bezeichnet. Mit der Zuweisung der in der Holzphysik verwendeten Richtungsbezeichnungen L (Longitudinal), R (Radial) und T (Tangential) auf die Indizes eins bis drei ergibt sich vereinfacht aus Gleichung (2.26):

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_L \\ \varepsilon_R \\ \varepsilon_T \\ \gamma_{LR} \\ \gamma_{LT} \\ \gamma_{RT} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} s_{11} & s_{12} & s_{13} & 0 & 0 & 0 \\ s_{21} & s_{22} & s_{23} & 0 & 0 & 0 \\ s_{31} & s_{32} & s_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & s_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & s_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & s_{66} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_L \\ \sigma_R \\ \sigma_T \\ \tau_{LR} \\ \tau_{LT} \\ \tau_{RT} \end{pmatrix}. \quad (2.27)$$

Dabei stellen die Diagonalelemente s_{ii} den Kehrwert der Elastizitäts- bzw. der Schubmoduln wie folgt dar:

$$\begin{aligned} s_{11} &= E_L^{-1} & s_{22} &= E_R^{-1} & s_{33} &= E_T^{-1} \\ s_{44} &= G_{LR}^{-1} & s_{55} &= G_{LT}^{-1} & s_{66} &= G_{RT}^{-1}. \end{aligned} \quad (2.28)$$

Die Nebendiagonalelemente s_{ij} ($i \neq j$) ergeben sich aus den Beziehungen:

$$\begin{aligned} s_{12} &= -\nu_{LR} \cdot s_{22} & s_{13} &= -\nu_{LT} \cdot s_{33} & s_{23} &= -\nu_{RT} \cdot s_{33} \\ s_{21} &= -\nu_{RL} \cdot s_{11} & s_{31} &= -\nu_{TL} \cdot s_{11} & s_{32} &= -\nu_{TR} \cdot s_{22}. \end{aligned} \quad (2.29)$$

Die in Gleichung (2.29) vorkommenden Querkontraktionszahlen ν_{ij} beschreiben dabei das Verhältnis aus der Querdehnung ε_i (normal zur Belastungsrichtung) und der Längsdehnung ε_j (in Belastungsrichtung) bei uniaxialer Beanspruchung:

$$\nu_{ij} = -\frac{\varepsilon_i}{\varepsilon_j}. \quad (2.30)$$

Dabei muss beachtet werden, dass im Gegensatz zu den Elastizitätszahlen s_{ij} die Indizes der Querdehnzahlen ν_{ij} nicht vertauschbar sind ($s_{ij} = s_{ji}$ jedoch $\nu_{ij} \neq \nu_{ji}$). Unter Verwendung der im Ingenieurwesen gebräuchlicheren Elastizitätsmoduln E , Schubmoduln G und Querdehnzahlen ν ergibt sich die Nachgiebigkeitsmatrix \mathbf{S} zu:

$$\mathbf{S} = \begin{bmatrix} E_L^{-1} & -\nu_{LR}E_R^{-1} & -\nu_{LT}E_T^{-1} & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{RL}E_L^{-1} & E_R^{-1} & -\nu_{RT}E_T^{-1} & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{TL}E_L^{-1} & -\nu_{TR}E_R^{-1} & E_T^{-1} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & G_{LR}^{-1} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & G_{LT}^{-1} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & G_{RT}^{-1} \end{bmatrix}. \quad (2.31)$$

2.4.2 Tensortransformation

Für ein besseres Verständnis der komplexen Materialcharakteristik wurde von VOIGT (1928) eine Darstellungsmethode vorgestellt, welche mit Hilfe einer Tensortransformation die elastischen Eigenschaften räumlich beschreibt. Diese Methode wurde von HÖRIG (1933) das erste Mal für die Visualisierung von Holzeigenschaften verwendet und in GRIMSEL (1999) für die ersten dreidimensionalen Abbildungen, die so genannten „Deformationskörper“, verwendet.

Dabei erfolgt die Transformation eines 4-stufigen Tensors S_{ijkl} durch die Multiplikation mit den entsprechenden Transformationstensoren über die allgemeine Beziehung

$$S'_{abcd} = g_{ai} g_{bj} g_{ck} g_{dl} S_{ijkl}. \quad (2.32)$$

Bei der Verwendung von EULER-Winkeln besteht die Transformation aus drei aufeinanderfolgenden Drehungen (s. Abb. 2.12) um die Y -Achse (Winkel α), um die neue X' -Achse (Winkel β) und die neue Y'' -Achse (Winkel γ). Die Transformationstensoren ergeben sich damit zu:

$$g^\alpha = \begin{pmatrix} \cos \alpha & 0 & \sin \alpha \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin \alpha & 0 & \cos \alpha \end{pmatrix} g^\beta = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \sin \beta & -\sin \beta \\ 0 & \sin \beta & \cos \beta \end{pmatrix} g^\gamma = \begin{pmatrix} \cos \gamma & 0 & \sin \gamma \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin \gamma & 0 & \cos \gamma \end{pmatrix}, \quad (2.33)$$

wo stets die Reihenfolge der Drehungen zu beachten ist. Die einzelnen Elastizitätskomponenten s_{ij} werden nun den entsprechenden Tensorkomponenten S_{ijkl} wie folgt zugeordnet:

$$\begin{aligned} i = j \wedge k = l : \quad S_{ijkl} &= s_{ik} \\ i = j \wedge k \neq l : \quad S_{ijkl} &= \frac{1}{2} s_{(i)(9-k-l)} \\ i \neq j \wedge k \neq l : \quad S_{ijkl} &= \frac{1}{4} s_{(9-i-j)(9-k-l)}. \end{aligned} \quad (2.34)$$

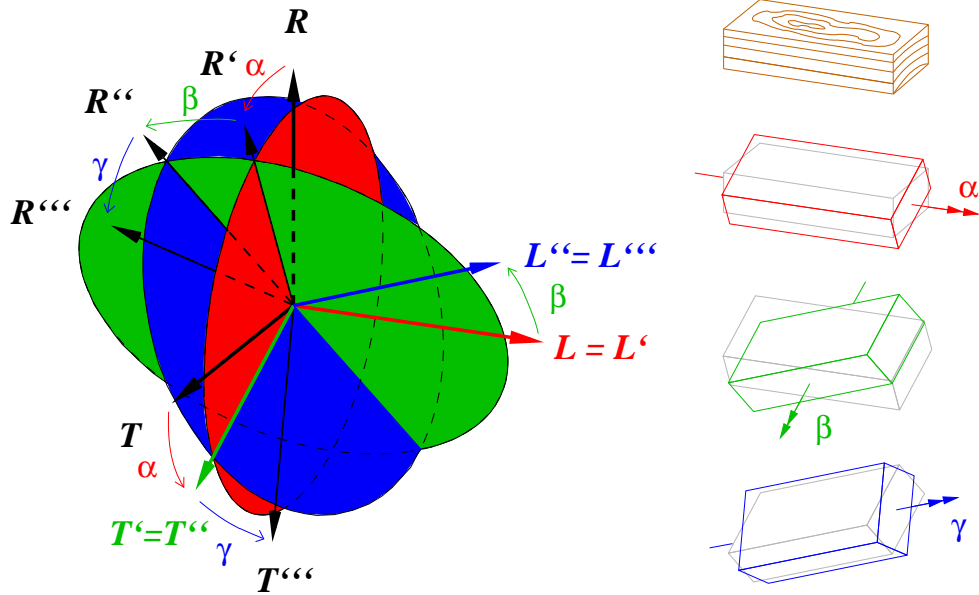


Abb. 2.12: Transformation mit Euler-Winkeln, GRIMSEL (1999).

Die Transformation wird nun nach Gl. (2.32) durchgeführt. Unter einachsiger Zug- bzw. Druckbeanspruchung ergeben sich die Nachgiebigkeiten in Abhängigkeit von den entsprechenden Winkeln α und β in faktorisierte Schreibweise aus:

$$\begin{aligned}
 s'_{22}(\alpha, \beta) = & (\cos(\beta))^4 s_{22} + 2 (\sin(\beta))^2 (\cos(\beta))^2 (\sin(\alpha))^2 s_{12} \\
 & + 2 (\sin(\beta))^2 (\cos(\beta))^2 (\cos(\alpha))^2 s_{23} + (\sin(\beta))^2 (\cos(\beta))^2 (\sin(\alpha))^2 s_{66} \\
 & + (\sin(\beta))^2 (\cos(\beta))^2 (\cos(\alpha))^2 s_{44} + (\sin(\beta))^4 (\sin(\alpha))^4 s_{11} \quad (2.35) \\
 & + 2 (\sin(\beta))^4 (\cos(\alpha))^2 (\sin(\alpha))^2 s_{13} + (\sin(\beta))^4 (\cos(\alpha))^2 (\sin(\alpha))^2 s_{55} \\
 & + (\sin(\beta))^4 (\cos(\alpha))^4 s_{33}.
 \end{aligned}$$

Weitergehende Erläuterungen sowie Ausführungen zu den Verdrillungselastizitäten und den Querdehnungen können KEYLWERTH (1951) und GRIMSEL (1999) entnommen werden.

2.4.3 Wellenausbreitung in orthotropen Medien

Die Charakterisierung von Materialeigenschaften kann neben häufig verwendeten statischen Prüfmethode n wie bspw. dem Zug- bzw. Druckversuch auch über dynamische Prüfverfahren erfolgen. Ultraschalluntersuchungen sind durch ihren flexiblen und unkomplizierten Einsatz besonders geeignet und bieten über die Verbindung der elastischen Grundgleichungen zur Wellenausbreitungsgeschwindigkeit einen direkten Zugang zu den entsprechenden Materialparametern, welcher im folgenden Abschnitt näher erläutert wird.

Ausgehend vom HOOKEschen Gesetz (Gl. (2.23)) für elastische Festkörper, der Bewegungsgleichung für anisotrope Materialien

$$\frac{\partial \sigma_{kl}}{\partial x_k} = \rho \ddot{u}_l \quad (2.36)$$

sowie der geometrischen Dehnungs- Verformungsbeziehungen für kleine Verformungen

$$\varepsilon_{kl} = \frac{1}{2}(u_{k,l} + u_{l,k}) \quad (2.37)$$

kann die Bewegungsgleichung durch Einsetzen von (2.23) und (2.37) in (2.36) zu

$$C_{klmn} \frac{\partial^2 u_m}{\partial x_k \partial x_n} = \rho \ddot{u}_l \quad (2.38)$$

umgeformt werden. Indem in Gl. (2.38) der harmonische Lösungsansatz

$$u_l(x_j, t) = A_0 P_l e^{i(k_j x_j - \omega t)} \quad (2.39)$$

eingesetzt wird, nimmt die Bewegungsgleichung die Form eines Eigenwertproblems für den Ausbreitungsrichtungsvektor P_j an:

$$(C_{klmn} n_k n_l - \delta_{km} \rho V^2) P_j = 0. \quad (2.40)$$

Diese Christoffel Gleichungen sind allgemein für anisotrope Materialien gültig und bilden die Verbindung zwischen den elastischen Kenngrößen C_{klmn} und der Phasengeschwindigkeit V der Ultraschallwellen im Medium. Dabei ergibt sich der Christoffel Tensor Γ_{kl} aus

$$\Gamma_{kl} = C_{klmn} n_k n_l. \quad (2.41)$$

Die elastischen Kenngrößen können unter Kenntnis der jeweiligen Phasengeschwindigkeiten über Gl. (2.40), welche ein Gleichungssystem in P_j bildet, mit der eindeutigen Lösung

$$[\Gamma_{kl} - \delta_{km} \rho V^2] = 0 \quad (2.42)$$

bestimmt werden. Für die Wellenausbreitung entlang orthotroper Hauptachsen resultieren drei Lösungen für das Gleichungssystem:

$$\begin{bmatrix} \Gamma_{11} - \varrho V^2 & 0 & 0 \\ 0 & \Gamma_{22} - \varrho V^2 & 0 \\ 0 & 0 & \Gamma_{33} - \varrho V^2 \end{bmatrix} = 0. \quad (2.43)$$

Je nach Wellentyp ergeben sich die Lösungen:

$$\begin{cases} \Gamma_{11} - \varrho V^2 = 0 & \text{bzw., } \varrho V^2 = C_{11}, & \text{Longitudinalwelle} \\ \Gamma_{22} - \varrho V^2 = 0 & \text{bzw., } \varrho V^2 = C_{66}, & \text{Transversalwelle} \\ \Gamma_{33} - \varrho V^2 = 0 & \text{bzw., } \varrho V^2 = C_{55}, & \text{Transversalwelle} \end{cases}, \quad (2.44)$$

welche in allgemeiner Schreibweise die Hauptdiagonalelemente der orthotropen Steifigkeitsmatrix

$$C_{ii} = V^2 \varrho, \quad \text{mit } i = 1, 2, 3, \dots 6 \quad (2.45)$$

liefern. Unter Berücksichtigung der Beziehungen zwischen den Ingenieurskenngrößen und den Steifigkeitskomponenten:

$$\begin{aligned} C_{11} &= (1 - \nu_{23}\nu_{32})[E_2 E_3 |S|]^{-1} \\ C_{22} &= (1 - \nu_{31}\nu_{13})[E_1 E_3 |S|]^{-1} \\ C_{33} &= (1 - \nu_{21}\nu_{12})[E_1 E_2 |S|]^{-1} \\ C_{12} &= (\nu_{21} + \nu_{23}\nu_{31})[E_2 E_3 |S|]^{-1} \\ C_{23} &= (\nu_{32} + \nu_{31}\nu_{12})[E_3 E_1 |S|]^{-1} \\ C_{13} &= (\nu_{13} + \nu_{12}\nu_{23})[E_1 E_2 |S|]^{-1} \\ C_{44} &= G_{12} \\ C_{55} &= G_{13} \\ C_{66} &= G_{23} \end{aligned} \quad (2.46)$$

mit

$$|S| = (1 - \nu_{12}\nu_{21} - \nu_{23}\nu_{32} - \nu_{13}\nu_{31} - 2\nu_{21}\nu_{32}\nu_{31})[E_1 E_2 E_3]^{-1} \quad (2.47)$$

können die Schubmoduln durch die Messung der Schallgeschwindigkeit (Transversalwellen) in Richtung der Hauptachsen direkt bestimmt werden. Die Ermittlung der weiteren technischen Kennwerte mittels Ultraschall erfolgt durch die allgemeine Lösung von Gleichung (2.42), was an dieser Stelle nicht näher erläutert wird, in BUCUR (1995) aber ausführlich beschrieben ist.

2.5 Rheologische Eigenschaften von Holz

Neben den wichtigsten Einflussgrößen wie Feuchte, Temperatur, Holzart oder Faser-Last-Winkel spielt die Berücksichtigung des zeitabhängigen mechanischen Materialverhaltens von Holz bei der Bestimmung der Verformung von Bauteilen unter äusserer Beanspruchung eine entscheidende Rolle. Zum besseren Verständnis sind im folgenden Kapitel die theoretischen Grundlagen und spezielle Ansätze zur Ermittlung dieser rheologischen Eigenschaften zusammengestellt.

Die Anzahl der bisher durchgeführten Arbeiten, welche sich mit den viskoelastischen Materialeigenschaften von Holz und Holzwerkstoffen beschäftigen, ist sehr gross. Eine detaillierte Zusammenfassung dieser Arbeiten findet sich z.B. bei HOLZER et al. (1989). Die Schwierigkeit bei der Recherche nach Materialkennwerten besteht jedoch in der grossen Anzahl der Einflussgrößen, Testmethoden, verwendeten Materialien und anschliessenden Aufbereitung.

Die Arbeiten unterscheiden sich erheblich in der Verwendung von Vollholz und/oder Brettschichtholz sowie in der verwendeten Probengeometrie (bspw. RAUTENSTRAUCH, 1989; THURNER und RANZ, 2007). Untersuchungen im einachsigen Zugversuch (HUNT, 1984; EULER und BIEGHOLDT, 1999; DILL-LANGER, 2004) oder im Biegeversuch (GRESSEL, 1971; RAUTENSTRAUCH, 1989) müssen unterschiedlich interpretiert werden. Weitere Abweichungen ergeben sich aus variierten Einflussgrößen wie Temperatur, Feuchte oder Jahrringlage. Arbeiten dazu liegen von SCHNIEWIND und BARRETT (1972), HANHIJÄRVI (1995) oder RANDRIAMBOLOLONA et al. (2003) vor. Viele der durchgeführten Untersuchungen wurden zudem mit Nadelhölzern durchgeführt (TORATTI, 1992; LIU, 1993; HANHIJÄRVI, 1995; HUNT, 1999).

Zusätzlich wird, durch das beim Holz auftretende Phänomen des „mechanosorptiven Kriechens“, die Versuchsdurchführung und die klare Trennung der Materialcharakteristiken aufgrund der erhöhten Anzahl an möglichen Einflussfaktoren bei der Ermittlung des viskoelastischen Verhaltens, erschwert. Arbeiten dazu liegen von RANTA-MAUNUS (1975), HUNT (1984), TORATTI (1992), RANTA-MAUNUS (1993), HANHIJÄRVI und HUNT (1998), TORATTI und SVENSSON (2000) oder ENTWISTLE (2005) vor.

2.5.1 Einführung in die Viskoelastizität

Bestimmte Werkstoffe zeigen ein Verhalten, bei dem elastische und viskose Erscheinungsformen kombiniert auftreten. Die Einführung viskoelastischer Spannungs-Verzerrungs-Beziehungen ermöglicht eine Beschreibung dieser Materialien und lässt sich als anschauliches

Modell interpretieren. Abbildung 2.13a zeigt exemplarisch das Verhalten von Holz unter konstanten Spannungen, welche zum Zeitpunkt $t = 0$ aufgebracht wurden. Obwohl eine konstante Belastung vorliegt, nehmen die Dehnungen zu. Diese Erscheinung heisst Kriechen und ist für alle rheonomen Stoffe typisch. Das charakteristische Merkmal viskoelastischer Stoffe ist die „Umkehrung“ des typischen Verlaufes der Kriechkurven nach der Entlastung (s. Abb. 2.13b), die Rückkriechen bzw. auch Retardation genannt wird (GÖLDNER et al., 1992).

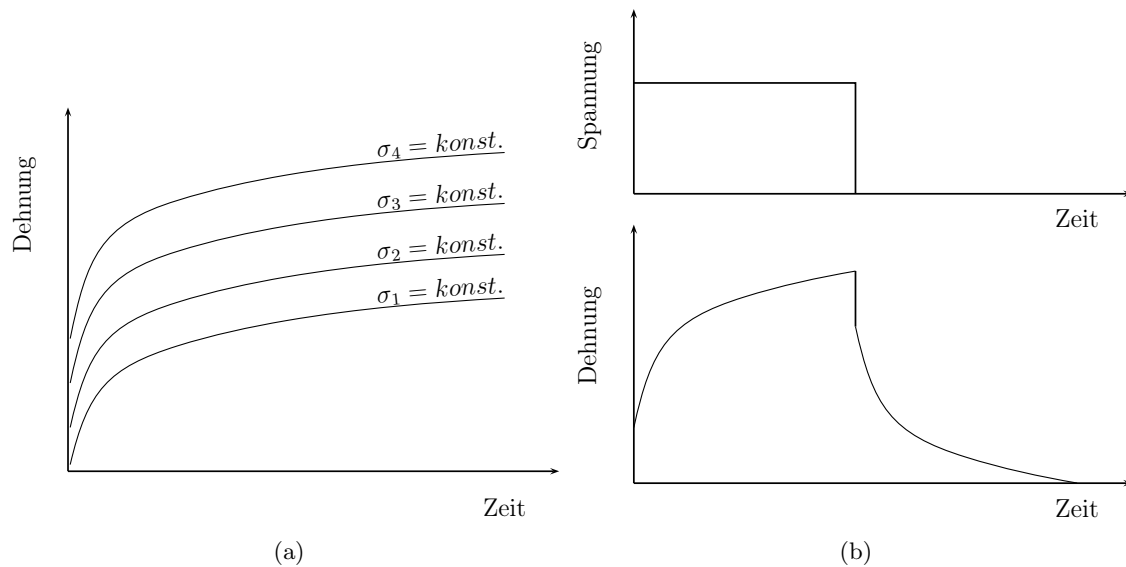


Abb. 2.13: Charakteristische Kriechfunktionen.

Die Kriechkurven lassen sich in fiktive Spannungs-Dehnungs-Linien umwandeln. Mit Hilfe dieser sogenannten Isochronen ist die Zuordnung der Spannung und der Dehnung zu einem bestimmten Zeitpunkt möglich. In Abbildung 2.14 verlaufen sie bis etwa 10 N/mm^2 linear, was dem Boltzmann'schen-Prinzip entspricht. Dies besagt:

Bewirkt ein Spannungszyklus $\sigma_1(t)$ eine Verzerrung $\varepsilon_1(t)$ und ein Spannungszyklus $\sigma_2(t)$ eine Verzerrung $\varepsilon_2(t)$, so ergibt die Summe $\sigma_1(t) + \sigma_2(t)$ eine Gesamtverzerrung $\varepsilon_1(t) + \varepsilon_2(t)$. Die Wirkung der Summe zweier Ursachen entspricht damit der Summe der beiden Einzelwirkungen.

In den Bereichen, in denen ein Körper dem Boltzmann'schen-Prinzip entspricht, kann er als linear viskoelastisch behandelt werden. Die weiteren Betrachtungen setzen dieses Materialverhalten voraus.

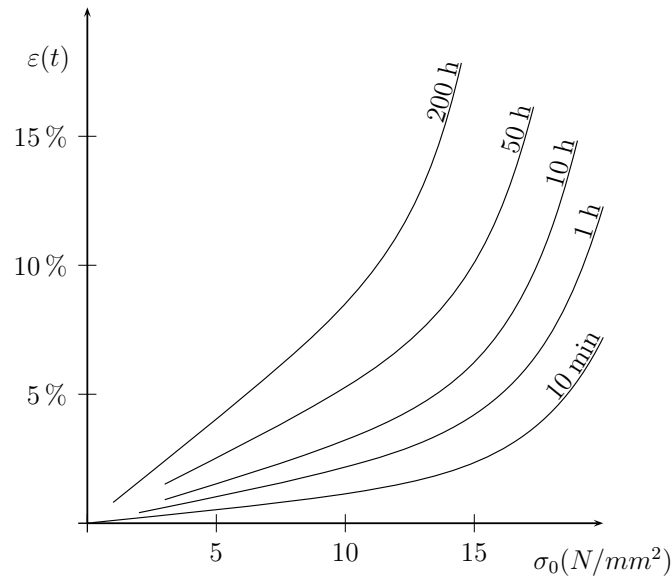


Abb. 2.14: Spannungs-Dehnungs-Isochronen.

Auf Grund der Proportionalität von Spannung und Dehnung ist es möglich, die Kriechkurven durch die Gleichung

$$\varepsilon(t) = \varphi_E(t)\sigma_0 \quad (2.48)$$

zu beschreiben. $\varphi_E(t)$ ist dabei eine Materialfunktion und wird Kriechfunktion genannt. Bestimmt wird sie aus den Kriechkurven durch Normierung wie folgt:

$$\varphi_E(t) = \frac{\varepsilon(t)}{\sigma_0}. \quad (2.49)$$

Unmittelbar nach der Belastung stellt sich eine durch das lineare Elastizitätsgesetz beschreibbare, elastische Verformung ein. Die Lasteinleitung sollte dabei mit einer Geschwindigkeit erfolgen, welche eine bisherige Kriechverformung und die Wirkung der Trägheitskräfte vernachlässigbar klein werden lässt. Es gilt daher:

$$\varphi_E(0) = \frac{1}{E}. \quad (2.50)$$

Ein allgemeines Spannungs-Verzerrungs-Gesetz soll im Gegensatz zu Gl. (2.48) beliebige Zeitverläufe der Spannungen $\sigma(t)$ berücksichtigen. Dies gelingt unter der Annahme eines alterungsfreien und hinreichend homogenen Materials sowie der Anwendung des Boltzmannschen Superpositionsprinzipes. Mit der Zerlegung einer Lastgeschichte in konstante

Lasten $\Delta\sigma_n$, welche zur Zeit t_n aufgebracht werden, folgt unter den genannten Annahmen eine Gesamtdehnung von

$$\varepsilon(t) = \sum_{n=0}^N \varphi_E(t - t_n) \Delta\sigma_n \quad (2.51)$$

mit der Anzahl N der Lastsprünge. Mit der Einführung der Zeitdifferenz $\Delta t_n = t_{n-1} - t_n$, dem anschliessenden Grenzübergang von $\Delta t_n \rightarrow 0$ und der Verallgemeinerung der Zeit des Lastbeginns geht die Summe aus Gl. (2.51) in

$$\varepsilon(t) = \int_{-\infty}^t \varphi_E(t - \tau) \frac{\partial\sigma(\tau)}{\partial\tau} d\tau \quad (2.52)$$

mit der Integrationsvariablen τ über. Mit Gl. (2.50) und der Elimination des Differentialquotienten mittels partieller Integration kann Gl. (2.52) in das Spannungs-Verzerrungs-Gesetz linear viskoelastischen Materials umgeformt werden. Es gilt:

$$\varepsilon(t) = \frac{1}{E} \sigma(t) + \int_{-\infty}^t \Phi_E(t - \tau) \sigma(\tau) d\tau, \quad (2.53)$$

wobei Φ_E die Ableitung der Kriechfunktion

$$\Phi_E(t) = \frac{\partial\varphi_E(t)}{\partial t} = \dot{\varphi}_E(t) \quad (2.54)$$

darstellt. Die Spannungs-Verzerrungs-Beziehung aus Gl. (2.53) hat den Vorteil, dass sie zwar die gleiche Aussage wie Gl. (2.52) beinhaltet, jedoch auch bei Sprüngen von $\sigma(t)$ anwendbar ist.

Im Gegensatz zu Spannungen als Ursache für Dehnungen erzeugen auch Dehnungen bestimmte Spannungsverläufe. Dieser Zusammenhang wird Relaxation genannt und gilt als alternative Erscheinung zum Kriechen. Im linearen Fall gilt analog Gl. (2.48):

$$\sigma(t) = \psi_E(t) \varepsilon_0. \quad (2.55)$$

Dabei stellt $\psi_E(t)$ die durch Normierung gewonnene Relaxationsfunktion dar. Analog zum Kriechen ergeben sich die Beziehungen für die Relaxation für beliebige $\varepsilon(t)$

$$\sigma(t) = \int_{-\infty}^t \psi_E(t - \tau) \frac{\partial\varepsilon(\tau)}{\partial\tau} d\tau \quad (2.56)$$

und

$$\sigma(t) = E\varepsilon(t) + \int_{-\infty}^t \Psi_E(t - \tau) \varepsilon(\tau) d\tau \quad (2.57)$$

mit

$$E = \psi_E(0) \quad (2.58)$$

und

$$\Psi_E(t) = \dot{\psi}_E(t). \quad (2.59)$$

Die Gln. (2.56) und (2.57) bilden damit eine weitere Beschreibungsform der linearen Spannungs-Verzerrungs-Beziehung und zeigen die wechselseitige Abhängigkeit der Kriech- und Relaxationsfunktion. Mit der Kenntnis einer der vier Kenngrößen $\varphi_E(t)$, $\psi_E(t)$, $\Phi_E(t)$ oder $\Psi_E(t)$ und von E können alle anderen unter Verwendung der Gln. (2.48), (2.54), (2.58), (2.59) sowie der Integralgleichung

$$\frac{d}{dt} \int_0^t \varphi_E(t - \tau) \psi_E(\tau) d\tau = 1 \quad (2.60)$$

bestimmt werden. Die Erweiterung der Gesetzmässigkeiten auf nichtlinear viskoelastisches Verhalten oder einen mehrachsigen Spannungszustand ist möglich, wird hier aber nicht weiter behandelt.

2.5.2 Kriechmodelle

Zur Beschreibung des viskoelastischen Verhaltens in der Berechnung stehen verschiedene Methoden zur Verfügung. Neben der Anpassung von theoretischen Kriechmodellen auf das jeweilige Material können auch direkte Messergebnisse unter Zuhilfenahme der Regressionsrechnung zur Dimensionsreduzierung der Daten verwendet werden. In den folgenden Abschnitten wird diese Herangehensweise näher erläutert.

Theoretische Kriechmodelle

In der Viskoelastizitätstheorie werden theoretische Modelle verwendet, welche die Eigenschaften der jeweiligen Körper mit Hilfe von verbundenen Feder- und Dämpferelementen abbilden. Dabei beschreiben die Federelemente die Elastizitäts- und die Dämpferelemente die Zähigkeitseigenschaften. Diese trägheitsfreien Modelle unterscheiden sich in ihrem Aufbau und ihrer Komplexität, weshalb nur auf ausgewählte Ansätze eingegangen wird.

In Abbildung 2.15(a) ist die Parallelschaltung von Feder- und Dämpferelementen dargestellt. Bei diesem auch Kelvin-Voigt genannten Modell sind die Dehnungen für beide Teilelemente gleich, die Spannungen verteilen sich jedoch auf einen Anteil der Feder σ_S und einen Anteil des Dämpfers σ_D und es ergibt sich:

$$\sigma = \sigma_S + \sigma_D \quad (2.61)$$

mit der Spannung

$$\sigma_S = E\varepsilon_S \quad (2.62)$$

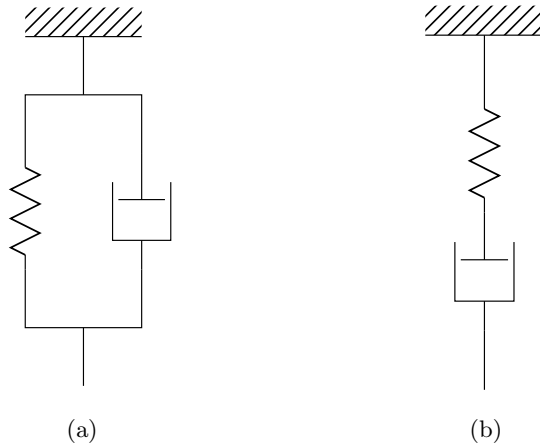


Abb. 2.15: Einfache Kriechmodelle: (a) Kelvin-Voigt-Modell; (b) Maxwell-Modell.

nach dem Hooke'schen Gesetz und dem Anteil

$$\sigma_D = \eta \dot{\varepsilon}_D; \quad \text{mit} \quad \dot{\varepsilon}_D = \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} \quad (2.63)$$

nach dem Newton'schen Gesetz mit dem Elastizitätsmodul E und dem Zähigkeitskoeffizienten η . Unter Berücksichtigung von $\varepsilon = \varepsilon_S = \varepsilon_D$ erhält man die Spannungs-Dehnungs-Beziehung des Kelvin-Voigt-Modells nach den Gln. (2.64)-(2.66):

$$\sigma(t) = \left(E + \eta \frac{\partial}{\partial t} \right) \varepsilon(t), \quad (2.64)$$

$$\varepsilon(t) = \frac{1}{\eta} \int_0^t \sigma(\tau) e^{-\frac{(t-\tau)}{\lambda}} d\tau, \quad t > 0, \quad (2.65)$$

$$\varepsilon(t) = \frac{1}{\eta} \int_0^t \sigma(t-\tau) e^{-\frac{\tau}{\lambda}} d\tau, \quad t > 0, \quad (2.66)$$

mit dem Parameter $\lambda = \frac{\eta}{E}$. Die Kriechkurve $\varphi(t)$ ergibt sich durch das Einsetzen von

$$\sigma(t) = \sigma_0 H(t) \quad (2.67)$$

damit zu:

$$\varphi(t) = \frac{\varepsilon(t)}{\sigma_0} = \frac{H(t)}{E} \left(1 - e^{-\frac{t}{\lambda}} \right). \quad (2.68)$$

Ähnliche Beziehungen erhält man bei dem in Abbildung 2.15b dargestellten Maxwell-Modell. Aufgrund der Reihenschaltung ergibt sich die Gesamtverzerrung zu:

$$\varepsilon = \varepsilon_S + \varepsilon_D \quad (2.69)$$

und die Spannung, welche in beiden Teilelementen gleich ist, zu:

$$\sigma = \sigma_S = E\varepsilon_S = \sigma_D = \eta\dot{\varepsilon}_D. \quad (2.70)$$

Die Spannungs-Dehnungs-Beziehung folgt hier der Differentialgleichung:

$$E \frac{\partial \varepsilon(t)}{\partial t} = \left(\frac{1}{\lambda} + \frac{\partial}{\partial t} \right) \sigma(t) \quad \text{mit} \quad \lambda = \frac{\eta}{E}. \quad (2.71)$$

Die Verzerrung lässt sich damit ausdrücken durch:

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma(t)}{E} + \frac{1}{\eta} \int_0^t \sigma(\tau) d\tau, \quad t > 0, \quad (2.72)$$

woraus mit Gl. (2.67) die Kriechkurve $\varphi(t)$ aus

$$\varphi(t) = \frac{\varepsilon(t)}{\sigma_0} = \frac{H(t)}{E} \left(1 + \frac{t}{\lambda} \right). \quad (2.73)$$

für das Maxwell-Modell folgt.

Beide Modelle beschreiben wegen ihrer einfachen Struktur das rheologische Verhalten nur bedingt realitätsnah. Vorteilhaftere Modelle bestehen aus der Zusammenschaltung mehrerer Einzelmodelle zu einem Verbundmodell, welches das wirkliche Verhalten von Körpern wesentlich besser abbildet. Dabei werden das Kelvin-Voigt-Modell in reihen- und das Maxwell-Modell in paralleler Anordnung von n Einzelementen zusammenschaltet. Dadurch verändern sich die Spannungs-Dehnungs-Beziehungen am Beispiel einer Reihenschaltung von Kelvin-Voigt-Elementen in Analogie zu den Gln. (2.64) und (2.65) mit $\lambda_r = \frac{\eta_r}{E_r}$ (für $r = 1, 2, \dots, n$) zu:

$$\sigma(t) = \left(E_r + \lambda_r \frac{\partial}{\partial t} \right) \varepsilon_r(t) \quad (2.74)$$

und

$$\varepsilon(t) = \sum_{r=1}^n \frac{1}{\eta_r} \int_0^t \sigma(\tau) e^{-\frac{(t-\tau)}{\lambda_r}} d\tau, \quad t > 0. \quad (2.75)$$

Im Vergleich der beiden Einzelmodelle besteht bei dem Kelvin-Voigt-Modell die Möglichkeit, eine asymptotische Annäherung an einen endlichen Verzerrungswert abzubilden. Sein Nachteil beruht jedoch in der fehlenden Beschreibung einer Spontanverzerrung, welche im Maxwell-Modell realisiert werden kann. Dieses hat jedoch aufgrund der linear ansteigenden Kriechfunktion ein theoretisch unendliches Kriechen zur Folge, was die Beschreibung eines endlichen Verzerrungszustandes nicht ermöglicht.

Zur weiteren Verbesserung der Approximationsgüte des viskoelastischen Materialverhaltens können die Feder- und Dämpferelemente unterschiedlich kombiniert werden. Weiterführende Informationen sind in LOCKETT (1972), BODIG und JAYNE (1993) sowie NOWACKI (1965) zu finden.

Empirische Kriechmodelle

In der Praxis werden anhand von Kriechversuchen Messdaten gewonnen, um das viskoelastische Verhalten der jeweiligen Werkstoffe zu erfassen. Die dabei gewonnenen Verformungs-Zeit-Verläufe können mit Hilfe der Regressionsrechnung in spezielle empirische Kennfunktionen umgewandelt werden, die als Grundlage für weitere Berechnungen dienen. In Abbildung 2.16 sind die verschiedenen Phasen des Kriechverhaltens dargestellt, welche einen grossen Einfluss auf die Wahl der jeweiligen mathematischen Modelle haben.

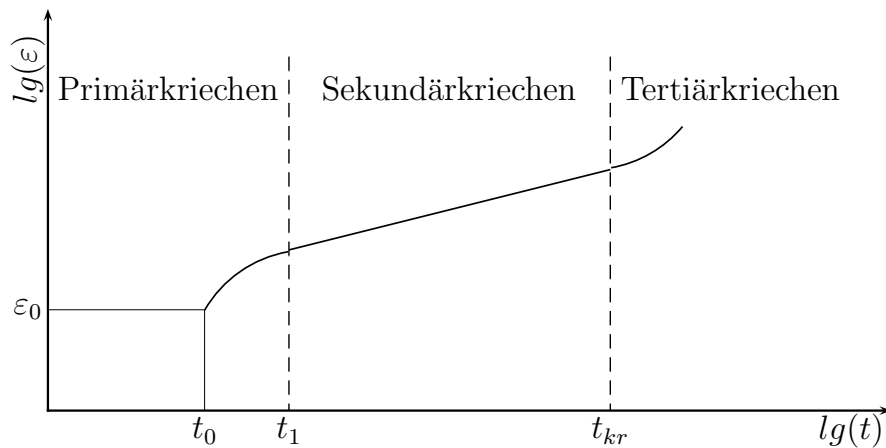


Abb. 2.16: Prinzipskizze: Kriechverhalten nach BRANKE (2005).

Das Auftreten der einzelnen Bereiche ist dabei stark abhängig von der Versuchszeit und der wirkenden Belastung. Das Tertiärkriechen tritt daher relativ selten auf, weshalb die mathematischen Modelle, unter der Bedingung möglichst weniger Funktionsparameter, hauptsächlich das Primär- und das Sekundärkriechen erfassen. Unterschiedliche Modelle sind in Tab. 2.2 zusammengestellt.

Neben den mathematischen Modellfunktionen existieren zur Vereinfachung und zum Vergleich verschiedener Materialien bestimmte Kenngrößen. Beim Biegekriechversuch werden u.a. die Kriechzahl φ_K

$$\varphi_K = \frac{f_t - f_0}{f_0} \quad (2.76)$$

Tab. 2.2: Häufig verwendete empirische Kriechfunktionen

Name	Kriechbereich	Funktion	Parameter
Findley	Primär	$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 + m \left(\frac{t}{t_0}\right)^n$	m, n
Hugo	Primär	$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 \left(\frac{t}{t_0}\right)^K$	K
Parabolisch	Primär	$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 + at^m$	a, m
Logarithmisch	Primär	$\varepsilon(t) = a + b \log(t)$	a, b
Hyperbolisch	Primär, Sekundär	$\varepsilon(t) = a + b \sinh ct^m$	a, b, c, m
Polynomisch	Primär, Sekundär	$\varepsilon(t) = a + bt^{\frac{1}{n}} + ct^{\frac{2}{n}} + dt^{\frac{3}{n}}$	a, b, c, d, n
deLacombe	Primär, Sekundär, (Tertiär)	$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 + at^m + bt^n$	a, b, m, n
McVetty	Primär	$\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} - \frac{\partial \varepsilon_0}{\partial t} = ae^{-bt}$	a, b
Marin-Pao	Primär	$\varepsilon(t) = \frac{\sigma}{E} + a\sigma^m(1 - be^{-nt}) + c\sigma^p t$	a, b, c, m, n, p
Garofalo	Primär, Sekundär	$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 + \varepsilon_1(1 - e^{-mt}) + \frac{\partial \varepsilon_2}{\partial t} t$	m

mit der absoluten Kriechverformung $\Delta f = f_t - f_0$ und der Kriechfaktor F

$$F = \frac{f_t}{f_0} \quad (2.77)$$

mit der elastischen Durchbiegung f_0 und der Durchbiegung f_t zum Zeitpunkt t der Biegekriechversuche verwendet. Unter Berücksichtigung dieser Kenngrößen wurde für statische Berechnungen und als Materialkennwert der zeitabhängige Elastizitätsmodul eingeführt. Er ergibt sich aus:

$$E_t = \frac{E_0}{1 + \varphi_K} = \frac{E_0}{F} \quad (2.78)$$

mit dem Elastizitätsmodul für Kurzzeitbelastung E_0 und dem reduzierten (zeitabhängigen) Elastizitätsmodul E_t .

Für weitere Informationen über die Implementierung wird auf Kapitel 2.7 und die hierzu weiterführende Literatur verwiesen.

2.5.3 Mechano-sorptiver Effekt

Neben den viskoelastischen Eigenschaften existiert bei Holz ein weiteres rheologisches Materialverhalten, welches unter mechano-sorptivem Kriechen bzw. dem mechano-sorptiven Effekt bekannt ist. Dieser Effekt beschreibt beispielhaft, dass die Verformung eines belasteten, trocknenden Probekörpers signifikant grösser ist, als die Summe der Verformung

einer belasteten Probe unter konstanten Umgebungsbedingungen und der Verformung einer unbelasteten Probe während des Trocknungsvorganges (s. Abb. 2.17). Dieses Verhalten

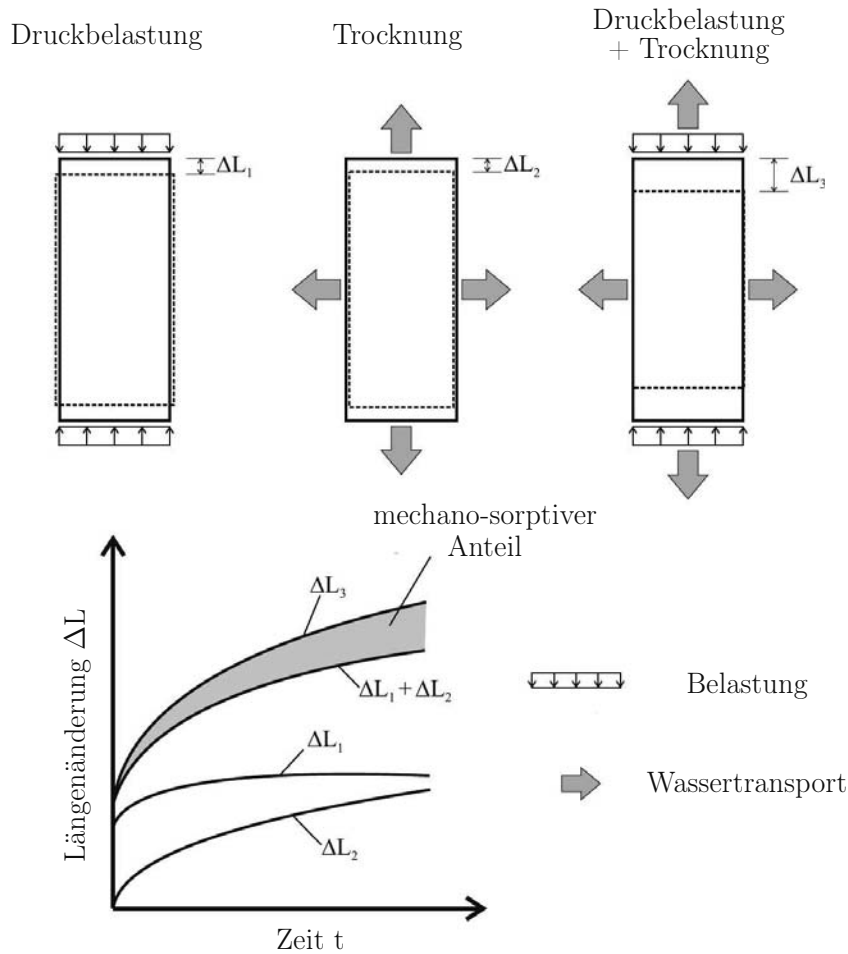


Abb. 2.17: Prinzipskizze zum mechano-sorptiven Effekt bei der Trocknung.

wurde beispielsweise in HUNT (1986), HUNT und SHELTON (1987), HUNT (1989), RANTA-MAUNUS (1990), TORATTI (1992), LIU (1993), TORATTI und SVENSSON (2000), SVENSSON und TORATTI (2002) sowie ENTWISTLE (2005) experimentell nachgewiesen. Der mechano-sorptive Dehnratenanteil $\dot{\epsilon}_{ms}$ wird häufig mit der in LEICESTER (1971) vorgestellten Beziehung

$$\dot{\epsilon}_{ms} = M\sigma|\dot{\omega}| \quad (2.79)$$

aus der Spannung σ , der Holzfeuchteänderung $\dot{\omega}$ und einer Matrix M , welche die mechano-sorptiven Eigenschaften beinhaltet, beschrieben und numerisch abgebildet (s. SANTAOJA et al., 1991; SANTAOJA, 1993; MÅRTENSSON, 1994; GEREKE, 2009). Die dabei berücksich-

tigte Spannungsproportionalität weist z.B. ENTWISTLE (2005) in Zug- und Biegeversuchen an Kiefer (*Pinus radiata* D. Don.) nach. Erweiterungen zu Gleichung (2.79) wurden u.a. von SALIN (1992), LIU (1994) sowie SVENSSON und TORATTI (2002) vorgeschlagen.

Die kompletten Vorgänge bei kombinierter mechanischer und hygrischer Belastung sind jedoch noch immer nicht vollständig erforscht. Dies liegt unter anderem an der sehr aufwendigen Messmethodik, dem intensiven Zeitaufwand und der häufig sehr grossen Streuung der Messdaten bei der Bestimmung mechanosorptiver Kenngrössen.

2.6 Plastische Eigenschaften und Festigkeiten

Eine der wichtigsten mechanischen Eigenschaften eines Materials ist die Festigkeit bzw. die Bruchspannung, welche bei Materialversagen auftritt. Bei der Durchführung mechanischer Tests kann diese Bruchspannung, beispielsweise im Druckversuch von Holz senkrecht zur Faser, nicht immer erreicht werden. Daher sollte ein Versagensverhalten einerseits als Auftreten eines Bruches, andererseits aber auch als Eintreten einer übermässigen Dehnung verstanden werden. Für eine ingenieurtechnische Auslegung gilt es Versagensfälle zu vermeiden, weshalb anhand der ermittelten Spannung-Dehnungs-Beziehungen eines Materials Fehlerkriterien festgelegt und später angewandt werden. Trotz der Tatsache, dass zulässige Spannungen fast ausschliesslich im linearen Bereich der Spannungs-Dehnungs-Beziehungen liegen und ein Versagen sich immer im nichtlinearen Bereich entwickelt und auftritt, ist zum Verständnis und zur sicheren Bemessung von Bauteilen die Kenntnis dieser Vorgänge notwendig.

Die Beschreibung des Versagensverhaltens benötigt allerdings den gesamten Spannungszustand mit Informationen zu allen Spannungskomponenten. Weiterhin müssen durch die Nichtlinearität im Versagensbereich zusätzlich Daten abhängig von der Beanspruchung für Zug, Druck und Schubversagen berücksichtigt werden.

Im Allgemeinen erfolgt eine Einteilung in duktile und spröde Versagensfälle, durch die sich auch Unterschiede im Nachbruchverhalten ergeben. Eine Zusammenstellung dieser Vorgänge ist in BODIG und JAYNE (1993) und ausführlich in SCHMIDT (2009) bzw. in SCHMIDT und KALISKE (2006) zu finden. Die duktilen Versagensfälle treten fast ausschliesslich bei einer Druckbeanspruchung in der radial/tangential Ebene auf. Unter einachsiger Belastung können sie mit speziellen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen im Versagensbereich beschrieben werden. Bei mehrachsiger Beanspruchung werden duktile und spröde Versagensmechanismen meist über Festigkeitshypothesen formuliert. Verschiedene Ansätze dazu sind u.a. in ASHKENAZI (1964), TSAI und WU (1971), SZALAI (1994), ARAMON et al. (2000), SCHMIDT und KALISKE (2006), SZALAI (2008) sowie SCHMIDT (2009) zu finden. Im folgenden Abschnitt werden die später verwendeten Beschreibungsformen vorgestellt.

2.6.1 Ramberg-Osgood-Gleichung

Unter einachsiger Beanspruchung kann das lineare und nichtlineare Materialverhalten von Holz im Druckversuch mit der von RAMBERG und OSGOOD (1943) eingeführten Dreiparametergleichung:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K_{RO}} \right)^n \quad \text{mit } 0 \leq \sigma \leq F \quad (2.80)$$

beschrieben werden. Dabei sind K_{RO} und n Materialparameter, welche durch eine Regressionsrechnung bestimmt werden können. Die beiden Terme stellen den elastischen und den inelastischen Dehnungsanteil dar. Weiterhin ist mit der Ramberg-Osgood-Gleichung eine einfache Bestimmung einer Proportionalitätsspannung Y möglich. Nach der Einführung einer reduzierten Anfangssteigung qE kann mit dem Reduktionsparameter q und der entsprechenden Geraden

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{qE} \quad (2.81)$$

die Proportionalitätsspannung Y nach Abbildung 2.18 bzw. nach

$$Y = \left[\left(\frac{1-q}{q} \right) \cdot \frac{K_{RO}^n}{E} \right]^{\frac{1}{n-1}} \quad (2.82)$$

ermittelt werden. Üblicherweise wird der Reduktionsparameter $q = 0.95/0.97$ gewählt (YOSHIHARA, 2009). Weitere Ansätze wie beispielsweise der von O'HALLORAN (1973) sind in BODIG und JAYNE (1993) zu finden, werden hier jedoch nicht weiter vertieft.

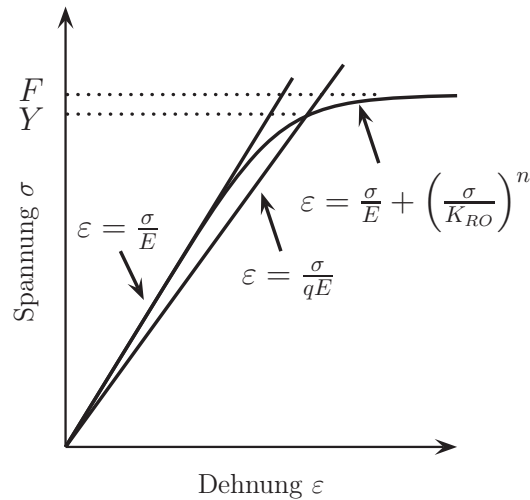


Abb. 2.18: Spannungs-Dehnungs-Diagramm im Druckversuch mit Ramberg-Osgood Kennfunktionen.

2.6.2 Mehrflächenplastizitätsmodell

Bei mehrachsiger Beanspruchung bzw. zur Erfassung des Versagensverhaltens bei zusammengesetzten Spannungszuständen müssen mehrdimensionale Ansätze bei der Materialmodellierung sowie bei der Formulierung von Versagensinitiierung und -verlauf verwendet werden. An dieser Stelle soll ein von RESCH und KALISKE (2010) entwickeltes elastisch-plastisches Mehrflächenplastizitätsmodell aufgeführt werden, um die Grundlagen für die Gewinnung von Materialparametern für dieses Modell zur Verfügung zu stellen.

Das Materialmodell besteht aus einem elastischen Anteil (s. Abschnitt 2.4) und einem duktilen Versagensverhalten, was mit einem Mehrflächenplastizitätsmodell (MFP) beschrieben wird. Das MFP beinhaltet eine C_1 -stetige Fließbedingung, welche ausschliesslich duktilen Versagen unter Druckbeanspruchung berücksichtigt und Versagensmoden in drei anatomischen Hauptrichtungen des Holzes aufweist. Es ist für die Verwendung von Ingenieurkenngrößen ausgelegt und kann ein Verfestigungsverhalten abbilden. Die Ingenieurfestigkeit ist als Spannung zu Beginn des plastischen Bereiches definiert. Die Abgrenzung zwischen einem elastischen oder plastischen Zustand erfolgt dabei über die Fließbedingung

$$f = \boldsymbol{\sigma} : \mathbf{B} : \boldsymbol{\sigma} + q - 1 \leq 0, \quad (2.83)$$

wobei der Festigkeitstensor

$$\mathbf{B}_g = \mathbf{B}_s \otimes \mathbf{B}_f \quad (2.84)$$

die Festigkeitseigenschaften in

$$\mathbf{B}_f = \begin{bmatrix} \frac{1}{f_{cr}^2} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{f_{ct}^2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{f_{ct}^2} \end{bmatrix} \quad (2.85)$$

beinhaltet und über

$$\mathbf{B}_s = \frac{1}{2} \cdot \mathbb{1} - \frac{1}{2} \cdot \text{sgn}(\boldsymbol{\sigma} \circ \mathbb{1}) \quad (2.86)$$

den Quadranten im Spannungsraum festlegt, in welchem, abhängig vom Spannungszustand, die Fließfläche abgefragt wird. Jeder Quadrant stellt dabei eine unterschiedliche Kopplung von Versagensmoden dar, wobei die entsprechenden Fließflächen an ihren Übergängen die Bedingung

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma_i}(\sigma_i = 0) = 0 \quad (2.87)$$

für einen C_1 -stetigen Übergang erfüllen. Die Verfestigung wird über den Parameter q als Funktion von α berücksichtigt und entfestigendes Materialverhalten über die Einhaltung der Bedingungen

$$q(0) = 0 \quad \text{und} \quad \frac{\partial q}{\partial \alpha} \leq 0 \quad (2.88)$$

ausgeschlossen. Abbildung 2.19 zeigt eine Fließfläche mit $q = 0$, wobei dunkelgraue Felder Bereiche mit einem Versagensmode sind. Mittelgraue Bereiche stellen Kombinationen aus zwei und hellgraue Bereiche Kombinationen von drei Versagensmoden dar.

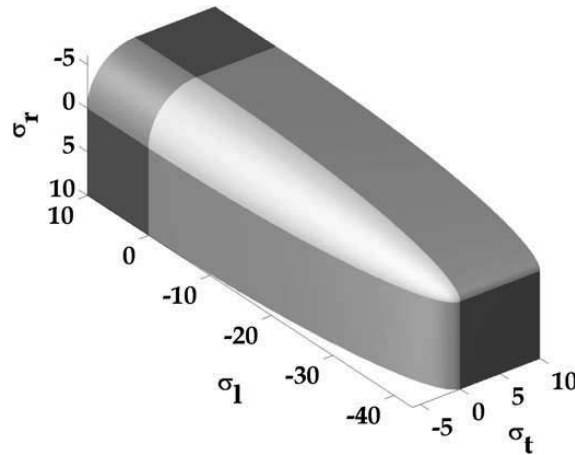


Abb. 2.19: Beispielflissfläche des Mehrflächenplastizitätsmodells (RESCH und KALISKE, 2010).

Die mathematische Formulierung des elasto-plastischen Materialverhaltens beruht dabei auf der KUHN-TUCKER-Komplementaritätsbedingung

$$f(\boldsymbol{\sigma}, q) \leq 0, \quad \gamma \geq 0, \quad \gamma f(\boldsymbol{\sigma}, q) = 0 \quad (2.89)$$

mit dem Konsistenzparameter γ und der Fließregel

$$\dot{\boldsymbol{\epsilon}}^p = \gamma \frac{\partial f(\boldsymbol{\sigma}, q)}{\partial \boldsymbol{\sigma}}. \quad (2.90)$$

Zur Einhaltung der beiden letzten Bedingungen wird ein „general return mapping“-Algorithmus in Kombination mit der „general closest point projection“ in Form einer assoziativen Fließregel verwendet. Weiterführende Informationen zu diesen Algorithmen und Methoden sind in SIMO und HUGHES (1998) sowie zur algorithmischen Umsetzung des C_1 -stetigen MFP in RESCH und KALISKE (2010) zu finden und werden hier nicht weiter vertieft.

2.7 Materialmodellierung

Zur Simulation des feuchteabhängigen Materialverhaltens von Holz wurde die Methode der Finiten Elemente (FEM) verwendet. Deren Grundlagen sind beispielsweise in BATHE (2002), KNOTHE und WESSELS (1999) und ZIENKIEWICZ und TAYLOR (2000) sowie zum Einsatz mit dem Material Holz in MACKERLE (2005) zu finden.

Grundlegende Sachverhalte zu den konstitutiven Gesetzen von Holz stellen beispielsweise RANTA-MAUNUS (1975) und BAZANT (1985) vor. Die direkte Modellierung verschiedener Materialeigenschaften wie orthotroper Elastizität, Quellen und Schwinden sowie bestimmter Kriecheigenschaften wird in LIU (1993), LIU (1994), MÅRTENSSON (1994), ORMARSSON (1995), KALISKE und ROTHERT (1997), ORMARSSON et al. (1998) sowie HANHIJÄRVI (1995) beschrieben. Weitere Veröffentlichungen befassen sich mit konkreten Anwendungsfällen (z.B. BECKER, 2002) oder vertiefen die Berücksichtigung von Feuchteeffekten (SVENSSON und TORATTI, 2002). Mit der Einführung multiaxialer Materialprüfungen von Holz (EBERHARDSTEINER, 2002) gewinnen plastische Einflüsse und Versagensmechanismen weiter an Bedeutung. Deren aktueller Stand ist in SCHMIDT (2009) und in den Publikationen von MACKENZIE-HELNWEIN et al. (2003), HANHIJÄRVI und MACKENZIE-HELNWEIN (2003), MACKENZIE-HELNWEIN und HANHIJÄRVI (2003) sowie MACKENZIE-HELNWEIN et al. (2005a) und MACKENZIE-HELNWEIN et al. (2005b) beschrieben. Weitere Modellierungen beschäftigen sich mit speziellen Sachverhalten oder Anwendungen, deren Ergebnisse bei bestimmten Fragestellungen hinzugezogen werden können (bspw. DUBOIS et al., 2005; MOUTEE et al., 2005; CHASSAGNE et al., 2006; GEREKE, 2009; FORTINO et al., 2009; GEREKE und NIEMZ, 2010; GEREKE et al., 2010). Durch die grosse Vielfalt der Modellierungsmöglichkeiten, der verwendeten Ansätze und der zur Verfügung stehenden Software kann meist nur auf gewisse Teile der vorhandenen Publikationen zurückgegriffen werden, weshalb häufig eigene Erweiterungen an den Implementationen bzw. den Algorithmen durchgeführt werden müssen.

2.7.1 Implementierung eines Werkstoffmodells in Abaqus

Heutzutage wird die Finite Elemente Methode in zahlreichen Fachgebieten für verschiedenste Materialien und Anforderungen eingesetzt. Dabei treten sehr viele Formen von Feldproblemen, Materialbeschreibungen, Randbedingungen usw. auf, welche in den zur Verfügung stehenden kommerziellen Programmsystemen umgesetzt werden müssen. Trotz der guten Fortschritte auf diesem Gebiet können leider nicht alle Anforderungen erfüllt

werden, weshalb die gängigen Finite Elemente (FE) Programmsysteme eine Möglichkeit zur individuellen Erweiterung des bestehenden Programmcodes bieten.

Im Programmsystem Abaqus stehen dem Nutzer unterschiedliche Arten von Unterprogrammen, so genannte Subroutinen, zur Verfügung. Für die Beschreibung eines eigenen Materialverhaltens wird ein User-Material (benutzerdefiniertes Materialverhalten) verwendet, welches in einer UMAT genannten Subroutine an Abaqus übergeben wird. Die Schnittstelle zwischen UMAT und FE-Hauptprogramm funktioniert dabei wie folgt: Neben den Zustandsgrößen zur Zeit t wird das Inkrement der Verzerrungen $\Delta\varepsilon$ und das Zeitinkrement Δt übergeben. Mit Hilfe dieser Informationen können mit dem entsprechenden Stoffgesetz in der UMAT an jedem Gauss-Punkt die Spannungen und die Zustandsgrößen zum Zeitpunkt $t + \Delta t$ berechnet werden. Das FE-Hauptprogramm überprüft nun die statische Verträglichkeit des Spannungsfeldes bzw. die Erfüllung der Gleichgewichtsbedingungen. Diese Vorgehensweise wird „Prinzip der konsistenten Ermittlung des Spannungsfeldes“ genannt und erfordert ein iteratives Vorgehen. Bei nicht erreichter statischer Verträglichkeit im Rahmen vorgegebener Toleranzen muss eine Korrektur erfolgen. Liegt nun ein zu verbesserndes inkrementelles Spannungsfeld $\Delta\sigma$ vor, ist eine Korrektur $\delta\Delta\sigma$ erforderlich. Dieser Korrekturwert hängt direkt mit den Inkrementen der Knotenpunktverschiebungen $\delta\Delta u$ und dem stoffspezifischen Tangentenmodul C_T zusammen. Unter Kenntnis dieses vom Nutzer bereitzustellenden Tangentenmoduls können nun die veränderten Knotenpunktverschiebungen berechnet werden, welche als Eingangsgröße für die nächste Iteration des Spannungsfeldes dienen.

Die prinzipielle Vorgehensweise ist in Abbildung 2.20 dargestellt. Zu Beginn jedes neuen Zeitinkrementes werden die Änderungen der äusseren Lasten ermittelt und die Änderung der Knotenpunktverschiebung zu Null gesetzt. Daraus resultiert ein Verzerrungsinkrement von $\Delta\varepsilon = 0$ an allen Integrationspunkten am Start der Gleichgewichtsiteration, welches zusammen mit den Zustandsgrößen zum aktuellen Zeitpunkt und dem Zeitinkrement Δt an die Subroutine übergeben wird. In der UMAT werden nun die Spannungsinkremente und die Tangentenmoduln für alle Integrationspunkte ermittelt und an das Hauptprogramm übergeben. Über die Gleichgewichtsbedingung kann daraus das Residuum R_t bestimmt werden. Unterschreitet das Residuum eine spezifische Toleranz, werden die berechneten Werte zum Zeitpunkt $t + \Delta t$ übernommen und ein neues Zeitinkrement begonnen. Wird die Toleranz überschritten, wird über die Tangentensteifigkeit C_T und das Residuum ein neuer Schätzwert für die Änderung der Knotenpunktverschiebung $\delta\Delta\bar{u}$ errechnet und eine neue Gleichgewichtsiteration gestartet. Dabei wird abhängig von der Konvergenzgüte der Gleichgewichtsiteration im Hauptprogramm von Abaqus die Zeitschrittweite gesteuert.

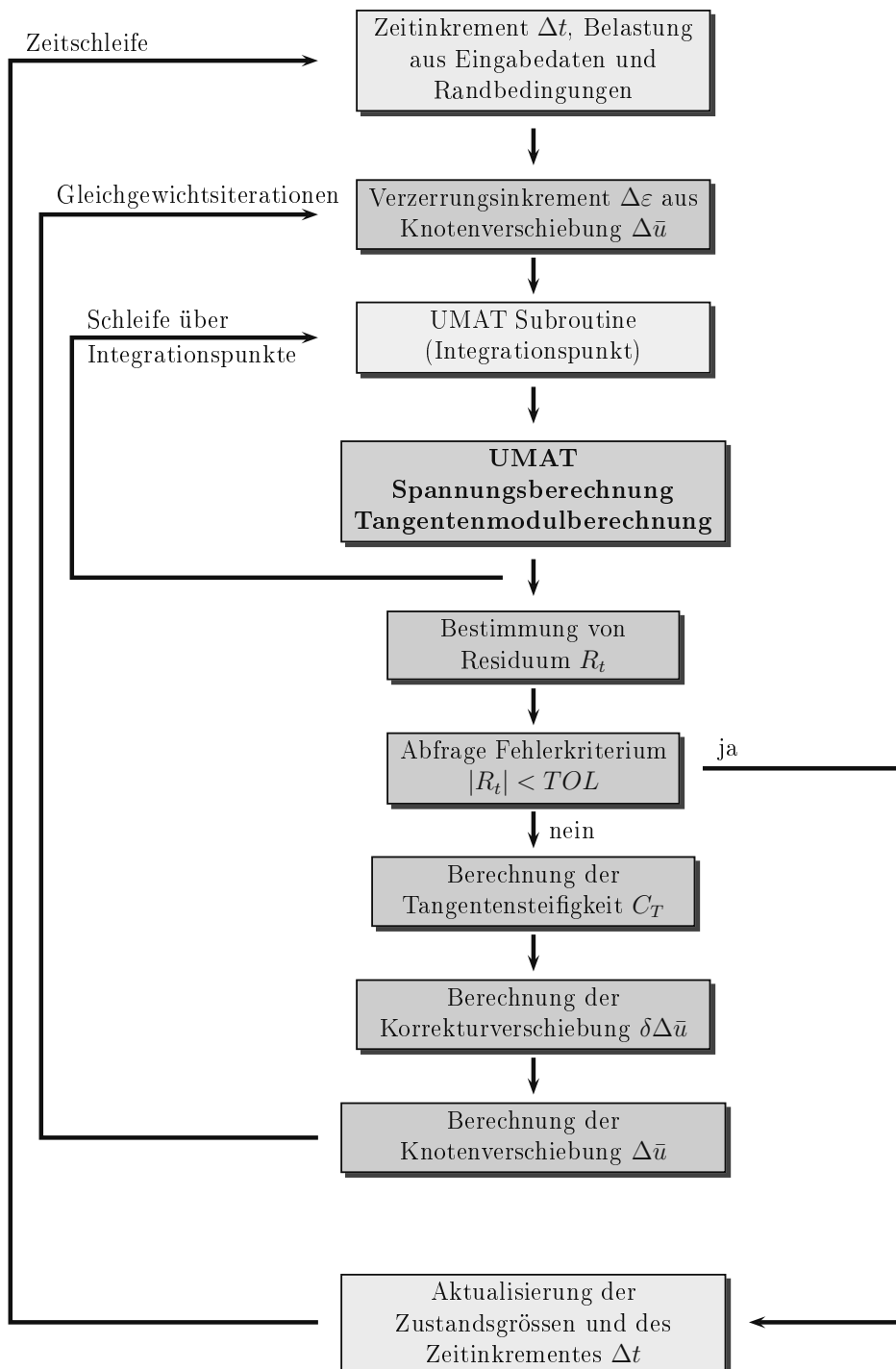


Abb. 2.20: Prinzipskizze der Verwendung einer UMAT Subroutine in Abaqus.

2.7.2 Feuchtemodellierung

In aktuellen Finite-Element-Programmen werden Möglichkeiten zur Berechnung von Diffusionsvorgängen nicht oder nur unzureichend angeboten, weshalb in der Regel die Analogie der Diffusion zur Wärmeausbreitung genutzt wird. Die beiden korrespondierenden Gleichungen für den Wärmetransport sind

$$\mathbf{F} = -\mathbf{K} \nabla T \quad (2.91)$$

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot \left(\left(\frac{\mathbf{K}}{c_T \varrho} \right) \nabla T \right). \quad (2.92)$$

Unter Vertauschung der Temperatur T mit der Konzentration c und der Temperaturleitfähigkeit K mit dem Diffusionskoeffizienten D sowie unter Gewährleistung der Bedingung $\varrho c_T = 1$ zwischen der Dichte ϱ und der spezifischen Wärmekapazität c_T gehen die Gleichungen (2.91) und (2.92) in Gleichung (2.11) und (2.13) über und die Berechnung der Diffusionsvorgänge (s. Abschnitt 2.3.3) kann mit Hilfe der berechenbaren Temperaturfelder erfolgen (CRANK, 1975; GEREKE, 2009). Weiterhin sind Dirichlet-Randbedingungen sowie Ränder nach Gleichung (2.17) realisierbar. Letztere können auch mit einem feuchteabhängigen Oberflächenadsorptionskoeffizienten $\sigma_D(c)$ verwendet werden, was ebenfalls auf den Diffusionskoeffizienten $D(c)$ zutrifft. Diese Vorgehensweise wurde bereits häufig für die Berücksichtigung der Holzfeuchte verwendet, hat jedoch den Nachteil, dass eine gleichzeitige Temperaturfeldnutzung, wie in den Programmsystemen vorgesehen, nicht oder nur indirekt möglich ist (s. SCHEFFLER, 2002; ORMARSSON et al., 2009; FORTINO et al., 2009; GEREKE und NIEMZ, 2010).

2.7.3 Elastische Eigenschaften

Die numerische Simulation der elastischen Eigenschaften erfolgt im dreidimensionalen Fall über das Hooke'sche Gesetz nach Gleichung (2.24). Spezialisiert auf Holz als orthotropes Material (s. Kapitel 2.4) wird das Rotbuchenholz mit Gleichung (2.27) beschrieben. Die einzelnen Materialkomponenten $s_{i,j}$ werden als $s_{i,j}(\omega)$ umgesetzt, was die Abhängigkeit der Rotbuchenholzelastizität zur Holzfeuchte abbildet.

Nach der Differentiation des Hooke'schen Gesetzes (z.B. BETTEN, 1993) ergibt sich die feuchteabhängige elastische Dehnrate $\dot{\epsilon}_{el}$ aus:

$$\dot{\epsilon}_{el} = \mathbf{S} \dot{\boldsymbol{\sigma}} + \dot{\mathbf{S}} \boldsymbol{\sigma}. \quad (2.93)$$

Ergebnisse von GEREKE (2009) haben gezeigt, dass die Materialableitung im hinteren Term nur einen sehr geringen Einfluss hat. Zudem bereitet er einen zusätzlichen, nicht

unerheblichen Rechenaufwand, weshalb der Teil der Materialableitung bei der Feuchteabhängigkeit nicht berücksichtigt wurde.

Weiterhin ist die durch Quellen und Schwinden gekennzeichnete und durch Feuchtigkeitsänderung hervorgerufene Dehnrate $\dot{\varepsilon}_\alpha$ zu berücksichtigen, welche sich aus

$$\dot{\varepsilon}_\alpha = \boldsymbol{\alpha} \dot{\omega} \quad \text{mit} \quad \boldsymbol{\alpha}^T = (\alpha_L, \alpha_R, \alpha_T, 0, 0, 0) \quad (2.94)$$

ergibt. Zusammengefasst lässt sich die feuchteabhängige elastische Gesamtdehnrate $\dot{\varepsilon}$ aus

$$\dot{\varepsilon}(\omega) = \mathbf{S}(\omega) \dot{\boldsymbol{\sigma}} + \boldsymbol{\alpha} \dot{\omega} \quad (2.95)$$

berechnen.

2.7.4 Viskoelastizität

Für die Beschreibung des viskoelastischen Materialverhaltens wird ein elastisches Kriechverhalten verwendet. Es ist bei Entlastung vollständig umkehrbar und wird über Kelvin-Voigt-Elemente realisiert.

Ausgehend von Gleichung (2.52) kann die auftretende Kriechdehnung im mehrdimensionalen Fall mit

$$\boldsymbol{\varepsilon}(t) = \int_{-\infty}^t \boldsymbol{\varphi}_E(t - \tau) \frac{\partial \boldsymbol{\sigma}(\tau)}{\partial \tau} d\tau \quad (2.96)$$

ausgedrückt werden. Das auftretende Faltungsintegral aus Gl. (2.96) lässt sich nur unter sehr grossem Aufwand auswerten, da alle vorangegangenen Zeitschritte gespeichert und in der Berechnung berücksichtigt werden müssen. Verwendet werden zur Vereinfachung rheologische Ersatzmodelle wie die bereits in Abschnitt 2.5 angesprochenen Kelvin-Voigt- oder Maxwell-Modelle (vgl. KALISKE und ROTHERT, 1997). Mit Gleichung (2.64) erhält man mit $\eta = \lambda E$ und $J = \frac{1}{E}$ in Tensorschreibweise die Differentialgleichung für das i te Kelvin-Voigt-Element

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_i^v + \frac{1}{\lambda_i} \boldsymbol{\varepsilon}_i^v = \frac{1}{\lambda_i} \mathbf{J}_i : \boldsymbol{\sigma}. \quad (2.97)$$

Der Tensor der Zeitkonstanten $\boldsymbol{\lambda}_i$ wird vereinfachend als $\boldsymbol{\lambda}_i = \lambda_i \mathbb{1}$ definiert, was eine Isotropie der Zeitkonstanten in allen Raumrichtungen beschreibt. Ohne Anfangsverzerrungen bzw. -spannungen vor der Lastaufbringung zum Zeitpunkt t_0 ist

$$\boldsymbol{\varepsilon}_i^v = \frac{1}{\lambda_i} \mathbf{J}_i \int_{t_0}^t \boldsymbol{\sigma}(\tau) e^{-\frac{t-\tau}{\lambda_i}} d\tau \quad (2.98)$$

die allgemeine Lösung. Die für die numerische Berechnung notwendige Diskretisierung dieser Lösung erfolgt dabei im Intervall t_n bis t_{n+1} über

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{i,n+1}^v = \boldsymbol{\varepsilon}_{i,n}^v + \Delta \boldsymbol{\varepsilon}_i^v. \quad (2.99)$$

Die viskoelastische Dehnung im Zeitschritt $n + 1$ ergibt sich mit

$$\varepsilon_{i,n+1}^v = \frac{1}{\lambda_i} \mathbf{J}_i \int_{t_0}^{t_n} \boldsymbol{\sigma}(\tau) e^{-\frac{t_{n+1}-\tau}{\lambda_i}} d\tau + \frac{1}{\lambda_i} \mathbf{J}_i \int_{t_n}^{t_{n+1}} \boldsymbol{\sigma}(\tau) e^{-\frac{t_{n+1}-\tau}{\lambda_i}} d\tau. \quad (2.100)$$

Mit dem Term $t_{n+1} = t_n + \Delta t_n$ und der bekannten Kriechdehnung zum Zeitpunkt $t = n$

$$\varepsilon_{i,n}^v = \frac{1}{\lambda_i} \mathbf{J}_i \int_{t_0}^{t_n} \boldsymbol{\sigma}(\tau) e^{-\frac{t_n-\tau}{\lambda_i}} d\tau \quad (2.101)$$

folgt

$$\varepsilon_{i,n+1}^v = \varepsilon_{i,n}^v e^{-\frac{\Delta t_n}{\lambda_i}} + \frac{1}{\lambda_i} \mathbf{J}_i \int_{t_n}^{t_{n+1}} \boldsymbol{\sigma}(\tau) e^{-\frac{t_{n+1}-\tau}{\lambda_i}} d\tau. \quad (2.102)$$

Wird eine partielle Integration mit dem verbleibenden Integral durchgeführt:

$$\frac{1}{\lambda_i} \int_{t_n}^{t_{n+1}} \boldsymbol{\sigma}(\tau) e^{-\frac{t_{n+1}-\tau}{\lambda_i}} d\tau = \boldsymbol{\sigma}(\tau) e^{-\frac{t_{n+1}-\tau}{\lambda_i}} \Big|_{t_n}^{t_{n+1}} - \int_{t_n}^{t_{n+1}} \frac{\partial \boldsymbol{\sigma}}{\partial \tau} e^{-\frac{t_{n+1}-\tau}{\lambda_i}} d\tau, \quad (2.103)$$

und die Ableitung $\frac{\partial \boldsymbol{\sigma}}{\partial \tau}$ über dem Zeitintervall Δt_n als konstant betrachtet, folgt mit

$$\int_{t_n}^{t_{n+1}} \frac{\partial \boldsymbol{\sigma}}{\partial \tau} e^{-\frac{t_{n+1}-\tau}{\lambda_i}} d\tau \approx \frac{\boldsymbol{\sigma}(t_{n+1}) - \boldsymbol{\sigma}(t_n)}{\Delta t_n} \lambda_i e^{-\frac{t_{n+1}-\tau}{\lambda_i}} \Big|_{t_n}^{t_{n+1}} \quad (2.104)$$

und weiteren Umformungen die viskoelastische Dehnung des i ten Kelvin-Voigt-Elementes zur Zeit t_{n+1}

$$\begin{aligned} \varepsilon_{i,n+1}^v &= \varepsilon_{i,n}^v e^{-\frac{\Delta t_n}{\lambda_i}} + \mathbf{J}_i \left[1 - e^{-\frac{\Delta t_n}{\lambda_i}} - \left\{ 1 - \frac{\lambda_i}{\Delta t_n} \left(1 - e^{-\frac{\Delta t_n}{\lambda_i}} \right) \right\} \right] \boldsymbol{\sigma}(t_n) \\ &+ \mathbf{J}_i \left[1 - \frac{\lambda_i}{\Delta t_n} \left(1 - e^{-\frac{\Delta t_n}{\lambda_i}} \right) \right] \boldsymbol{\sigma}(t_{n+1}). \end{aligned} \quad (2.105)$$

Vereinfacht man diesen Ausdruck durch die Einführung der Terme

$$T_{n+1}(\xi) = 1 - \frac{1}{\xi} \left(1 - e^{-\xi} \right) \quad (2.106)$$

$$T_n(\xi) = 1 - e^{-\xi} - T_{n+1}(\xi), \quad (2.107)$$

folgt mit $\xi = \frac{\Delta t_n}{\lambda_i}$ und

$$\mathbf{J}_i = \frac{\mathbf{J}_0}{\gamma_i} \quad (2.108)$$

die Kurzform (MACKENZIE-HELNWEIN und HANHIJÄRVI, 2003)

$$\varepsilon_{i,n+1}^v = \varepsilon_{i,n}^v e^{-\frac{\Delta t_n}{\lambda_i}} + \frac{1}{\gamma_i} T_n(\xi) \mathbf{J}_0 : \boldsymbol{\sigma}_n + \frac{1}{\gamma_i} T_{n+1}(\xi) \mathbf{J}_0 : \boldsymbol{\sigma}_{n+1}. \quad (2.109)$$

Durch die Anwendung der Materialparameter $\lambda_i = \lambda_i(\omega)$ und $\mathbf{J}_0 = \mathbf{J}_0(\omega)$ wird in Gleichung (2.109) die Feuchteabhängigkeit der viskoelastischen Kenngrößen berücksichtigt.

Die algorithmische Umsetzung erfolgt in Anlehnung an MACKENZIE-HELNWEIN und HANHIJÄRVI (2003), wobei eine Erweiterung auf feuchteabhängige Elastizität und feuchteabhängige Viskoelastizität eingearbeitet wird, jedoch eine Vernachlässigung des mechano-sorptiv-plastischen Elementes stattfindet.

Zuerst erfolgt die Initialisierung eines neuen Zeitschrittes (ε_{n+1} bekannt):

$$\varepsilon_{n+1}^\omega = \alpha_\omega(\omega_{n+1} - \omega_0), \quad \varepsilon_{i,n+1}^{ve(0)} = \varepsilon_{i,n}^{ve} \quad (2.110)$$

und das Setzen des Iterationszählers auf $k = 0$, bevor die eigentliche Iterationsschleife beginnt:

- Berechnung des Spannungstensors

$$\sigma_{n+1}^{(k)} = \mathbf{C}_0 : \left(\varepsilon_{n+1} - \varepsilon_{n+1}^\omega - \sum_{i=1}^m \varepsilon_{i,n+1}^v{}^{(k)} \right) \quad (2.111)$$

- Berechnung der Tangentensteifigkeit des Modells

$$\mathbf{C}_T = \left[\left(1 + \sum_{i=1}^m \frac{T_{n+1} \left(\frac{\Delta t}{\lambda_i} \right)}{\gamma_i} \right) \mathbf{C}_0^{-1} \right]^{-1} \quad (2.112)$$

mit den relativen Nachgiebigkeiten γ_i für die jeweiligen i -ten viskoelastischen Elemente

$$\gamma_i(\omega) = \frac{J_0(\omega)}{\varphi_{ve}(\omega)} = \frac{J_0(\omega)}{\sum_{i=1}^m (J_{i1}\omega + J_{i0})(1 - e^{-\frac{t}{\lambda_i(\omega)}})} \quad (2.113)$$

- Berechnung der Spannungsänderung

$$\Delta \sigma_{n+1} = -\mathbf{C}_T : \left(\mathbf{R}_1 + \sum_{i=1}^m \mathbf{R}_{2,i} \right) \quad (2.114)$$

mit

$$\mathbf{R}_{n+1} = \begin{Bmatrix} \mathbf{R}_1 \\ \vdots \\ \mathbf{R}_{2,i} \\ \vdots \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \mathbf{C}_0^{-1} : \sigma_{n+1} - \left(\varepsilon_{n+1} - \varepsilon_{n+1}^\omega - \sum_{i=1}^m \varepsilon_{i,n+1}^v{}^{(k)} \right) \\ \vdots \\ \varepsilon_{i,n}^v e^{-\frac{\Delta t_n}{\lambda_i}} - \varepsilon_{i,n+1}^v + \frac{1}{\gamma_i} T_n \left(-\frac{\Delta t_n}{\lambda_i} \right) \mathbf{C}_0^{-1} : \sigma_n \\ \quad + \frac{1}{\gamma_i} T_{n+1} \left(-\frac{\Delta t_n}{\lambda_i} \right) \mathbf{C}_0^{-1} : \sigma_{n+1} \\ \vdots \end{Bmatrix} = 0 \quad (2.115)$$

- Änderung der viskoelastischen Dehnungen

$$\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{i,n+1}^v = \mathbf{R}_{2,i}^{(k)} + \frac{1}{\lambda_i} T_{n+1} \left(\frac{\Delta t_n}{\lambda_i} \right) \mathbf{C}_0^{-1} : \boldsymbol{\sigma}_{n+1}, \quad i = 1, \dots, m \quad (2.116)$$

- Aktualisierung der Statusvariablen

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{i,n+1}^{v(k+1)} = \boldsymbol{\varepsilon}_{i,n+1}^{v(k)} + \Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{i,n+1}^v \quad (2.117)$$

Nach einer Neuberechnung des Residuums $\|\mathbf{R}_{n+1}^{(k+1)}\|$ nach Gleichung (2.115) folgt der Konvergenztest, der bei einer Überschreitung der Fehlertoleranz die Iterationsschleife erneut beginnen lässt. Bei Unterschreitung der Fehlertoleranz hingegen wird die Iteration gestoppt und das Ergebnis als Lösung verwendet.

3 Identifikation des Verhaltens gegenüber Feuchte

3.1 Sorptionsverhalten

Für eine feuchteabhängige Charakterisierung von Holz wird neben verschiedensten Materialkenngrößen grundsätzlich die Holzfeuchte ω benötigt. Sie kann aus einer direkten Messung am Prüfkörper ermittelt oder über die Messung der Umgebungsfeuchte φ und einer entsprechenden Sorptionsisotherme berechnet werden. Dieser Zusammenhang zwischen der Umgebungsfeuchte und der Holzfeuchte wird beispielsweise in Berechnungsverfahren zur Quantifizierung der Randbedingungen verwendet und ist fester Bestandteil der Materialcharakteristik von Rotbuchenholz.

Material und Methoden

Zur Bestimmung der Ausgleichsfeuchten für die Sorptionsisothermen wurde technisch getrocknetes Rotbuchenholz (*Fagus sylvatica* L.) aus der Region Zürich untersucht. Rohmaterial mit Reaktionsholz, Ästen, nicht parallelen Faser- bzw. Jahrringverläufen oder anderen Störungen wurde nicht verwendet. Die verwendeten Proben hatten bei einer mittleren Holzfeuchte $\bar{\omega} = 12.9\%$ im Standardklima eine mittlere Rohdichte von $\bar{\rho} = 675 \text{ kg/m}^3$. Zur Verringerung des Material- und Messaufwandes wurden in Anlehnung an die Norm DIN EN ISO 12571 (2000) die gleichen Probekörper für die Bestimmung des Sorptions- sowie des Quell- und Schwindverhaltens verwendet. Abbildung 3.1 zeigt die beiden Probenvarianten für die Untersuchungen in radial/tangential und in longitudinaler Richtung. Nach dem Zuschnitt der Proben erfolgte deren Konditionierung im Standardklima von 20°C und 65% r.LF. Die hygroskopischen Eigenschaften von verarbeitetem Vollholz sind jedoch von dessen Feuchtegeschichte abhängig. Zu deren Bewertung wurden zwei Versuchsreihen durchgeführt, welche sich nach der bereits beschriebenen Klimatisierung in ihrer darauffolgenden ersten Sorptionsrichtung unterschieden, wobei Versuchsreihe **A** bei einem feuchten Umgebungsklima von 20°C und 95% r.LF und Versuchsreihe **B** bei 20°C

und 35% r.LF startete. Durch die Wiederholung der ersten Sorptionsrichtung nach einem kompletten Trocknungs-/Befeuchtungszyklus bzw. vice versa konnte eine Aussage über die Zyklenabhängigkeit der Sorptionsisotherme gemacht werden. Die erhaltenen Messdaten für die beiden Versuchsreihen mit jeweils 15 Probekörpern für die Radial-/Tangential- und 14 Probekörpern für die Longitudinalmessungen sind in Abbildung 3.2 dargestellt. Aufgrund der zeitintensiven Untersuchungen mit den Messungen der Ausgleichsfeuchten und Massen der Sorptionsproben konnten nur 1,5 bzw. 2 Hysteresen mit einem unvollständigen Zyklus am Ende ermittelt werden.

Die Auswertung der Messdaten nach der Theorie von DENT (s. Kap. 2.3.1) lieferte die in den Abbildungen 3.3 und 3.4 dargestellten Sorptionsisothermen. Dabei fand keine Darrtrocknung bei der Datenermittlung statt, da eine Veränderung der Sorptionseigenschaften vermutet wurde und eine Darrtrocknung auch im realen Fall ausschliesslich unter Brandbedingungen auftreten würde. Im hochfeuchten Bereich wurde aufgrund des Realitätsbezuges keine Wasserlagerung durchgeführt bzw. Luftfeuchten von $\varphi > 95\%$ geprüft. Diese beiden Sachverhalte jedoch führen zu Eigenschaftsänderungen, welche in den Abbildungen 3.3 und 3.4 zu erkennen sind. Durch die fehlende Darrtrocknung kommt es im unteren Feuchtebereich der Adsorptionskurven zu einem erhöhten Anstieg, was mit dem Umkehrpunkt bei 35% r.LF und nicht bei 0% r.LF (darrtrocken) zu begründen ist. Abgesehen davon bleiben die Adsorptionskurven unberührt. Ganz im Gegensatz zu den Desorptionskurven, welche durch den äquivalenten Fall bei 95% r.LF einen geringen Anstieg im höherfeuchten Bereich und damit einen allgemein recht linearen Kurvenzug aufweisen, wobei sich ein ebenso

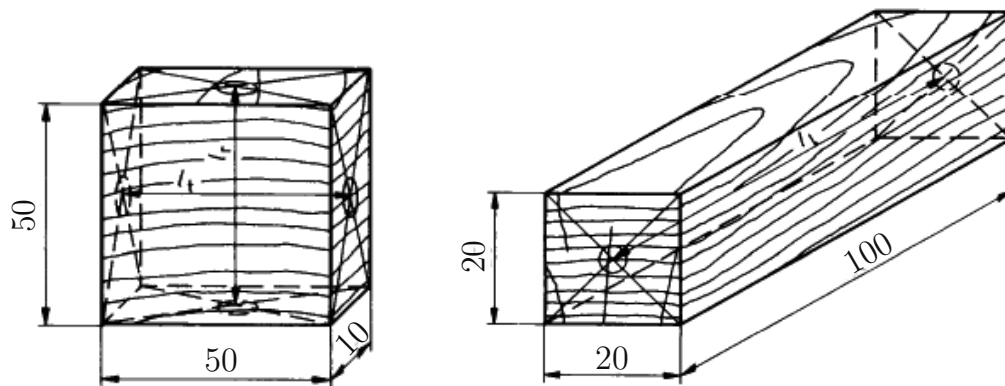


Abb. 3.1: Proben für die Bestimmung des Sorptionsverhaltens sowie des radialen, tangentialen (links) und des longitudinalen (rechts) Quell- und Schwindverhaltens (in Anlehnung an die Norm DIN EN ISO 12571, 2000).

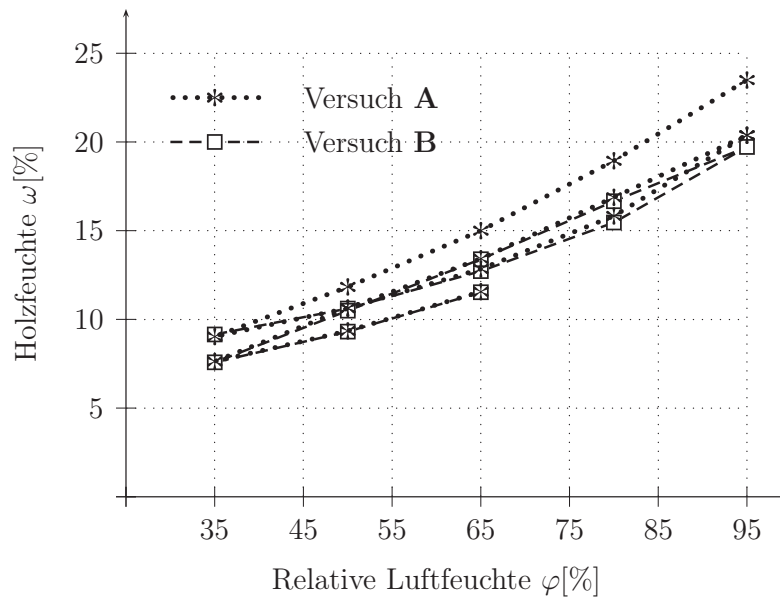


Abb. 3.2: Sorptionsversuche an Buchenholz mit beginnender Desorption (Versuch **A**) und beginnender Adsorption (Versuch **B**).

unnatürlich hoher Kennwert (vgl. SKAAR, 1988) für die durch monomolekulares Wasser bedingte Feuchtehorizontale ω_0 einstellt (s. Abb. 3.3 und 3.4). Aufgrund dieser Abweichungen von den theoretischen Voraussetzungen wird im Folgenden hauptsächlich auf die Daten, welche in den Adsorptionsbereichen ermittelt wurden, eingegangen. Bewertet man das Sorptionsverhalten in Abhängigkeit von der Sorptionsrichtung bei vergleichbarer Feuchtevorgeschichte, können aus Abbildung 3.3 für die Adsorptionsvorgänge keine wesentlichen Unterschiede erkannt werden. Die Gesamtisotherme, die einzelnen Anteile und auch der maximale Monolayerfeuchtegehalt mit $\omega_0 \approx 7.5\%$ stimmen sehr gut überein, was auf einen vernachlässigbaren Einfluss der Sorptionsrichtungen schließen lässt. Im Gegensatz dazu sind in der Abbildung 3.4 neben entscheidenden Unterschieden in den Adsorptionsästen auch klare Veränderungen in den Desorptionskurven zu erkennen. Die Monolayerfeuchte ω_0 sinkt je nach Versuchsreihe um ca. 1-1.5% Holzfeuchte, was sich auch in den Sorptionsisothermen deutlich widerspiegelt und an den Messdaten in Abbildung 3.2 gut zu erkennen ist. Es wird vermutet, dass dieser Prozess mit steigender Anzahl an Feuchtezyklen immer mehr abklingt (s. KOLLMANN, 1951, 1959). Die dazugehörigen Kenngrößen der ermittelten Sorptionsisothermen sind in Tabelle 3.1 zusammengestellt. Mit Hilfe dieser Kenndaten sind die Komponenten der bekanntesten Sorptionstheorien für das Material Rotbuche berechenbar (s. SKAAR, 1988) oder mit theoretischen Ansätzen wie von FRAND-

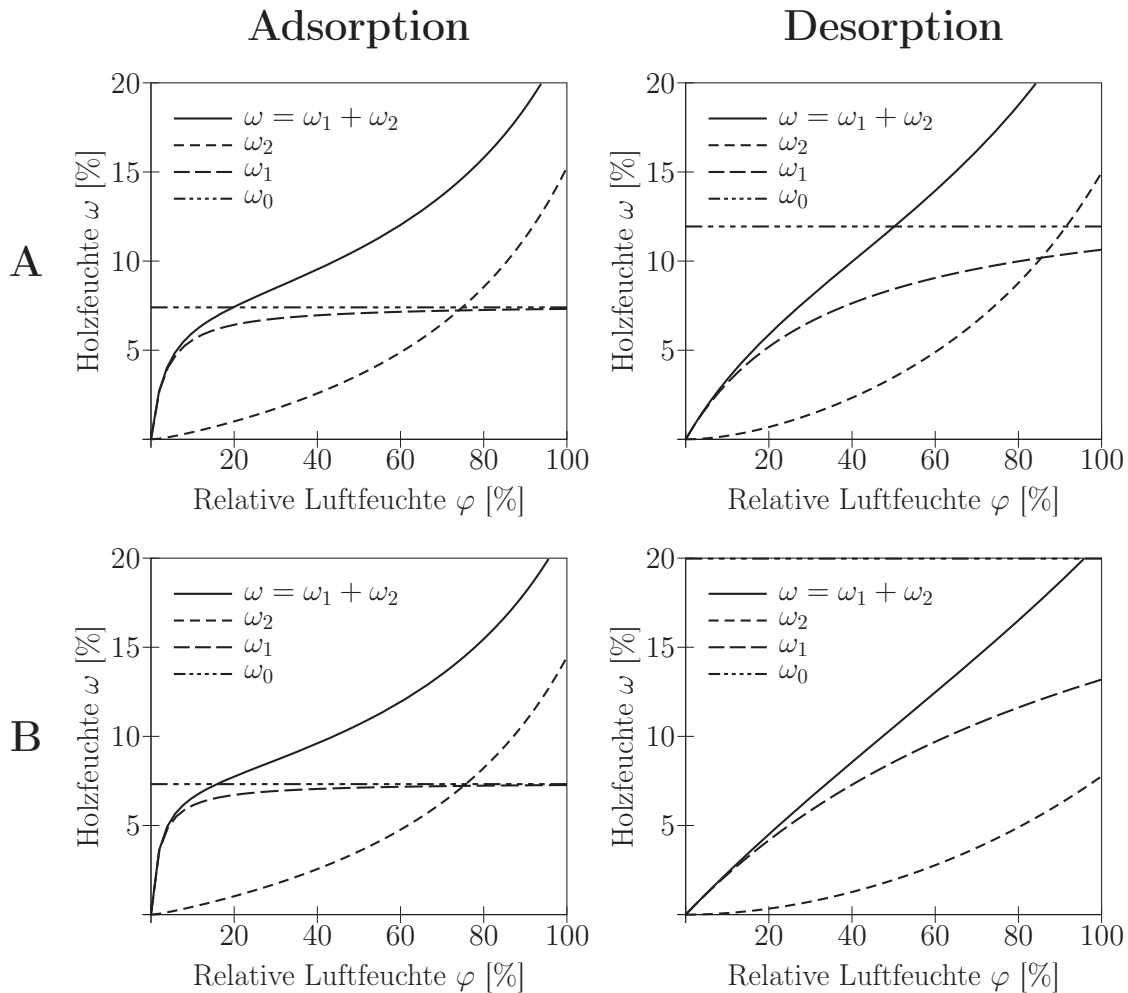


Abb. 3.3: Sorptionsversuche an Buchenholz. Vergleich von Beginn mit Trocknung (Versuch **A**) und beginnender Befeuchtung (Versuch **B**).

SEN et al. (2007b) vergleichbar. Eine Temperaturabhängigkeit wurde nicht untersucht. Unter bestimmten Bedingungen kann dieser Faktor aber einen grossen Einfluss auf das Sorptionsverhalten haben (vgl. STAMM und LOUGHBOROUGH, 1935; KOLLMANN, 1951), weshalb weiterführende Untersuchungen in diese Richtung empfohlen werden. KOLLMANN (1963) führt u.a. Daten mit temperaturabhängiger Sorption an. Die entsprechenden Werte bei 25 °C sind mit Daten von KÜHNE und WAGNER (1960), Messungen von MÖRATH (1931) an Buchenholzmehl und den ermittelten Messergebnissen in Tabelle 3.2 zusammengestellt und in Abbildung 3.5 dargestellt. Zur besseren Vergleichbarkeit wurden die eigenen Messdaten über die Zyklen gemittelt, wobei der erste Desorptionsast wegen seines einma-

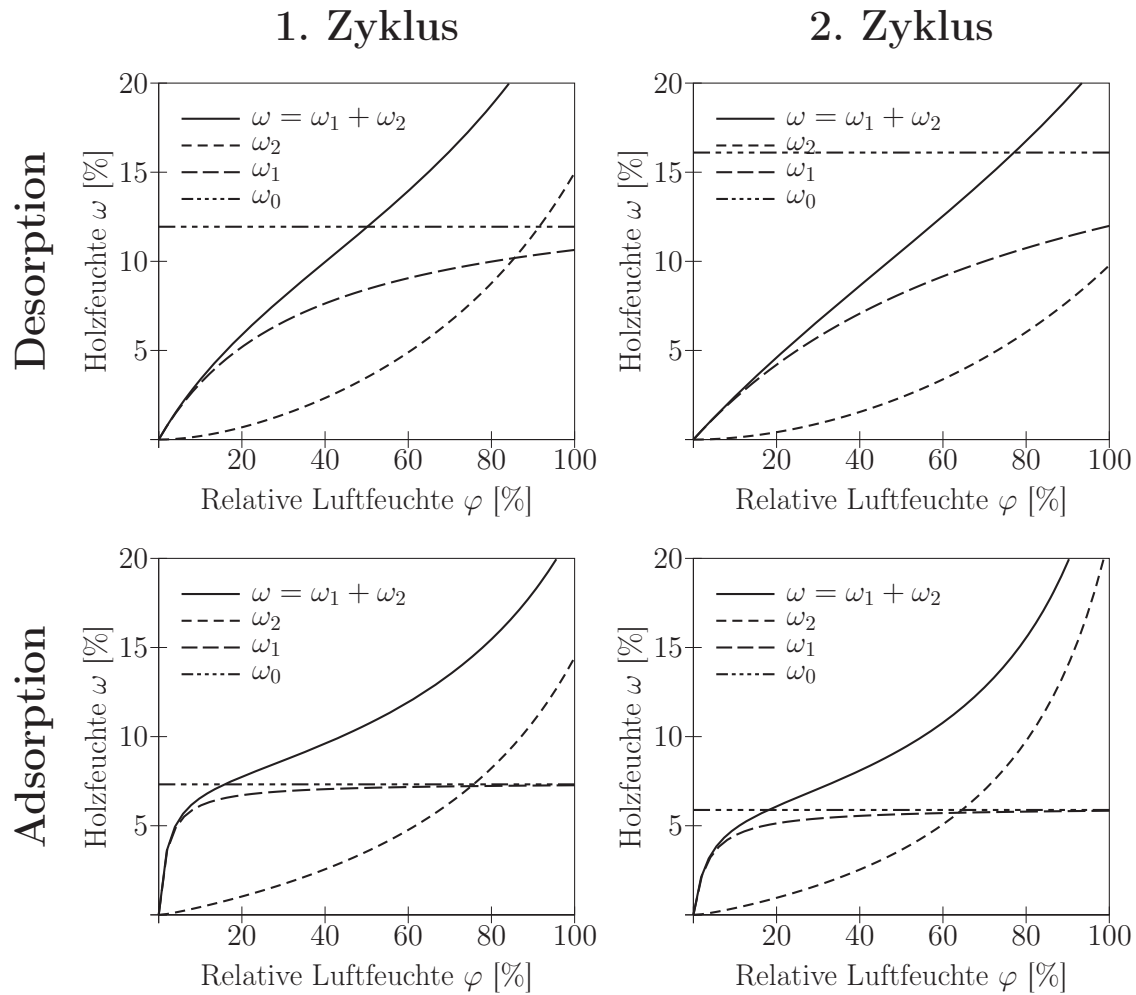


Abb. 3.4: Sorptionsversuche an Buchenholz. Vergleich von Adsorption und Desorption im ersten und zweiten Zyklus ihres Auftretens.

ligen Auftretens nicht berücksichtigt wurde. Die Adsorptions- und Desorptionskurven der Literaturwerte wurden ebenfalls zusammengefasst. Abbildung 3.5 zeigt die bereits besprochenen Veränderungen der Anstiege aufgrund der Messungen im Bereich zwischen 35% und 95% r.LF, sonst liegen die verglichenen Datensätze in der gleichen Grössenordnung.

Tab. 3.1: Sorptionskoeffizienten für Rotbuchenholz nach Gleichung (2.4) und (2.7) in Abhängigkeit der Sorptionsrichtung und des Sorptionszyklus bei 20°C

Versuchsreihe	Sorptionsart	A	B	C	b_1	b_2	ω_0
A	1. Desorption	2.4662	5.4911	4.0527	3.3957	0.58457	11.9410
A	1. Adsorption	0.47485	12.8660	8.9117	28.4460	0.67581	7.4032
A	2. Desorption	3.8688	2.7346	2.0091	1.6053	0.44921	16.1020
A	2. Adsorption	0.92594	14.234	10.7820	16.8200	0.72343	6.4209
B	1. Adsorption	0.28562	13.2780	8.9592	47.818	0.66522	7.3217
B	1. Desorption	4.0946	1.9716	1.2933	1.2228	0.37065	19.9720
B	2. Adsorption	0.59051	16.0660	12.9660	28.7760	0.78442	5.8849

Tab. 3.2: Mittlere Sorptionskoeffizienten für Rotbuchenholz nach Gleichung (2.4) und (2.7)

	A	B	C	b_1	b_2	ω_0
eigene Messungen	1.6336	10.36	7.6126	7.6717	0.66508	7.9792
MÖRATH (1931)	1.1088	14.193	12.374	14.439	0.81943	6.2462
KÜHNE und WAGNER (1960)	2.9566	7.6207	6.9562	4.0068	0.71465	8.4413
KOLLMANN (1963)	2.4168	14.236	13.259	7.5261	0.8178	5.4977

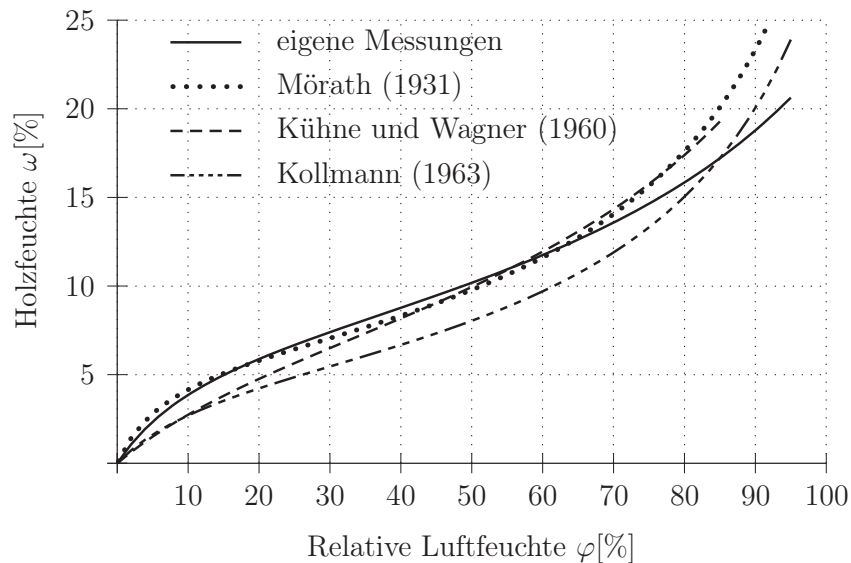


Abb. 3.5: Mittlere Sorptionsisothermen für Rotbuchenholz (Daten s. Tabelle 3.2).

3.2 Quell- und Schwindverhalten

Bei der Feuchteaufnahme und der Einlagerung von Wassermolekülen in die intermizellaren und interfibrillaren Hohlräume kommt es zur Ausdehnung der Zellwände und damit zur *Quellung*, welche bei Erreichen des Fasersättigungspunktes nahezu abgeschlossen ist. Die bei Feuchteabgabe auftretende Volumenkontraktion wird dagegen *Schwindung* genannt. Für die Beschreibung der dadurch entstehenden Dehnungsanteile wurde bei den in Kapitel 3.1 beschriebenen Messungen auch das Quell- und Schwindverhalten ermittelt.

Material und Methoden

Ausgehend von den eingestellten Klimastufen aus Kapitel 3.1 wurde neben der Gewichtsermittlung auch die Messung der Probendimensionen $l_{L/R/T}$ vorgenommen. Nach den durchgeführten Messzyklen wurden die Darrmassen m_0 und die Darrlängen $l_{0_{L/R/T}}$ bestimmt und die jeweiligen Quelldehnungen ε_α nach

$$\varepsilon_\alpha = \frac{(l - l_0)}{l_0} \quad (3.1)$$

berechnet. Bezogen auf die entsprechenden Holzfeuchten wurden die Feuchteausdehnungskoeffizienten durch lineare Regression ermittelt.

Ergebnisse

Die Messdaten und die entsprechenden Regressionsgeraden sind getrennt in Adsorption und Desorption für die drei verschiedenen anatomischen Richtungen in Abbildung 3.6 dargestellt. Die zugehörigen Regressionsparameter nach

$$\varepsilon_\alpha = \alpha \cdot \omega + \alpha_0 \quad (3.2)$$

sind in Tabelle 3.3 zusammengetragen. Anhand der Koeffizienten und Abbildung 3.6 ist ersichtlich, dass zwischen Quellen und Schwinden bzw. zwischen Adsorptions- und Desorptionsvorgängen bei den Untersuchungen keine wesentlichen Unterschiede bestehen. Weiterhin sind in dem geprüften Bereich der Umgebungsfeuchte keine massgeblichen Abweichungen zum linearen Quell- und Schwindverhalten sowie eine sehr geringe Streuung der Messdaten zu erkennen, was durch die sehr hohen Korrelationskoeffizienten r^2 bestätigt wird. Die niedrigen α_0 der tangentialen Regressionsgerade sind jedoch bemerkenswert. Die Messdaten mit niedrigster Holzfeuchte deuten die Tendenz an, dass bei sehr geringen Feuchten ein verringerter Feuchteausdehnungskoeffizient existiert, was mit dem vorliegenden Datenmaterial aber nicht komplett bewiesen werden kann.

Es muss weiterhin auf die Anwendbarkeit hingewiesen werden, da ein Gebrauch dieser Feuchteausdehnungskoeffizienten lediglich bis zum Fasersättigungspunkt ($\omega \approx 30\text{--}35\%$ für Rotbuche) möglich ist. Für höhere Holzfeuchten muss z.B. bei einer Implementierung auf die nicht mehr vorhandenen Quellungs- und Schwindungserscheinungen geachtet werden.

Ein Vergleich mit Literaturwerten in Tabelle 3.4 zeigt, dass die ermittelten Daten dem für viele Holzarten üblichen tangential/radial Verhältnis von ca. 2 entsprechen. Im Gegensatz zum allgemeinen Verhältnis radial/longitudinal von ca. 10 (vgl. NIEMZ, 1993) ergibt

Tab. 3.3: Feuchteausdehnungskoeffizienten von Rotbuchenholz nach Gleichung (3.2)

Richtung	Sorptionsart	Probenanzahl	$\alpha[-]$	$\alpha_0[-]$	$r^2[-]$	$\bar{\alpha}[-]$
tangential	Desorption	15	0.452	-1.48	0.99	0.462
	Adsorption	15	0.471	-2.03	0.98	
radial	Desorption	15	0.187	-0.13	0.99	0.191
	Adsorption	15	0.195	-0.28	0.98	
longitudinal	Desorption	14	0.012	-0.07	0.94	0.011
	Adsorption	14	0.010	-0.07	0.98	

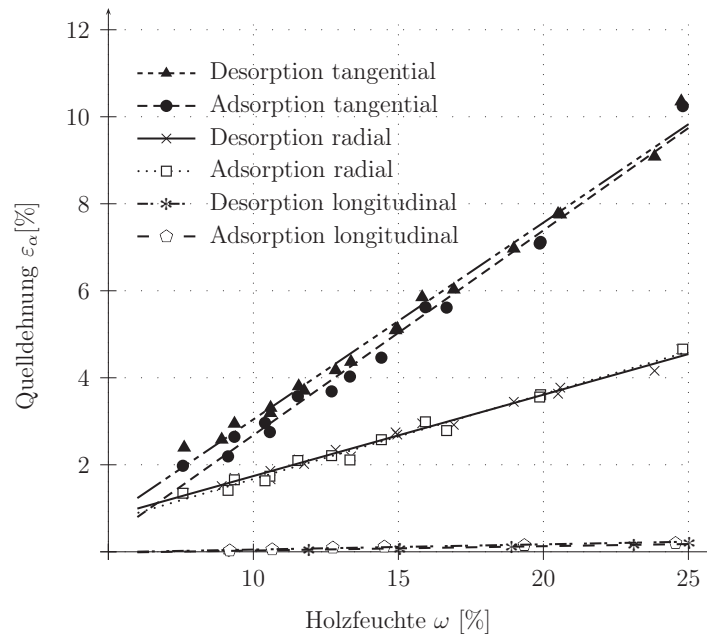


Abb. 3.6: Quellung und Schwindung bezogen auf die Darrlänge für Buche in den drei Haupttrichtungen.

Tab. 3.4: Differentielle Quellung von Rotbuchenholz in % bei Änderung der Holzfeuchte um 1%

	radial	tangential	longitudinal
Messung	0.191	0.462	0.011
MÖRATH (1931)	0.235	0.360	0.010
NIEMZ (1993)	0.2	0.41	

sich bei Rotbuchenholz ein Verhältnis von radialer zu longitudinaler Schwindung/Quellung von ≈ 20 . Dabei sind die Absolutwerte im Vergleich zu anderen Holzarten, wie in Abschnitt 2.3.2 angesprochen und in Abbildung 2.9 gezeigt, sehr hoch und daher für eine Implementierung in ein Werkstoffmodell von grosser Bedeutung.

3.3 Diffusionsverhalten

Für die Beschreibung des Feuchtezustandes in einem Holzbauteil wird unter realen Bedingungen aufgrund der verzögerten Einstellung des Ausgleichsfeuchtezustandes nicht nur die Sorptionsisotherme des Werkstoffes und die Umgebungsfeuchte benötigt. Die aktuelle Feuchteverteilung hängt ebenso entscheidend von der Aufnahme- und Ausbreitungsgeschwindigkeit der Feuchtigkeit im Werkstoff ab. Diese Prozesse können unter Kenntnis der Diffusionseigenschaften des Holzes erklärt und vorhergesagt werden. Wie in Kapitel 2.3 bereits erläutert, gibt es verschiedene Methoden, um das Diffusionsverhalten zu beschreiben und zu ermitteln.

In der vorliegenden Arbeit wurde zur Determinierung der für die Diffusionsprozesse notwendigen Kenngrößen eine inverse Identifikation durchgeführt. Dabei wurde unter Vorgabe bestimmter Startwerte eine Lösung der partiellen Differentialgleichung (2.13) ermittelt und mit den vorhandenen Messdaten verglichen. Die Differenz dieser Daten wurde in einer Zielfunktion zusammengefasst und einem Optimierungsalgorithmus zugeführt, der durch Variation der Eingangsgrößen die Zielfunktion minimierte. Die nach dem Erreichen eines Abbruchkriteriums erhaltenen Eingangsgrößen stellen somit die invers ermittelten Kenngrößen für den betrachteten Diffusionsvorgang dar.

Im folgenden Kapitel wird erklärt, wie anhand von instationären Untersuchungen das Feuchtetransportverhalten für Buche bestimmt wurde. Mit dem Einsatz der Neutronenradiographie (NR) konnten Diffusionskenngrößen und Feuchtigkeitsverteilungen im Inneren der Probe ermittelt werden. Zusätzlich war es möglich, mit Hilfe der NR eine Probe mit einer Klebfuge zu analysieren, um die Diffusionseigenschaften einer Verklebung zu quantifizieren.

3.3.1 Diffusionskenngrößen von Rotbuchenholz

Die Neutronenradiographie (NR) ist eine Methode zur zerstörungsfreien Bestimmung der inneren Struktur und insbesondere der Feuchteverteilung im Holz. Neutronen haben eine sehr hohe Empfindlichkeit gegenüber Wasserstoff, wodurch das im Holz vorhandene Wasser nachgewiesen und Feuchteänderungen beobachtet werden können. Durch die Möglichkeit der genauen Quantifizierung dieser Prozesse kann die NR zur Untersuchung des Feuchtetransportes eingesetzt werden (LEHMANN et al., 2001). Die im folgenden Abschnitt beschriebenen Versuche wurden an der Neutronenradiographieanlage NEUTRA am Paul Scherrer Institut in Villingen (PSI) / Schweiz durchgeführt.

Material und Methoden

Für die Messungen wurden zwei Proben aus Rotbuchenholz (*Fagus sylvatica* L.) mit den Abmessungen $29 \times 120 \times 14.5 \text{ mm}^3$ und einer Dichte von $\rho = 700 - 710 \text{ kg/m}^3$ verwendet. Sie wurden an vier umlaufenden Seitenflächen mit Aluminiumband isoliert, so dass jeweils nur in radialer bzw. in tangentialer anatomischer Richtung ein Austausch von Wasserdampf möglich war. Die zuvor darrgetrockneten Prüfkörper wurden so auf einer Box aus Acrylglas befestigt, dass eine nicht abgeklebte Seite der Probe durch eine Öffnung im Deckel direkten Kontakt zum mit Trockenmittel (Silikagel) erzeugten Klima in dem Glasbehälter hatte (s. Abb. 3.7). Anschliessend erfolgte sofort die erste Messung

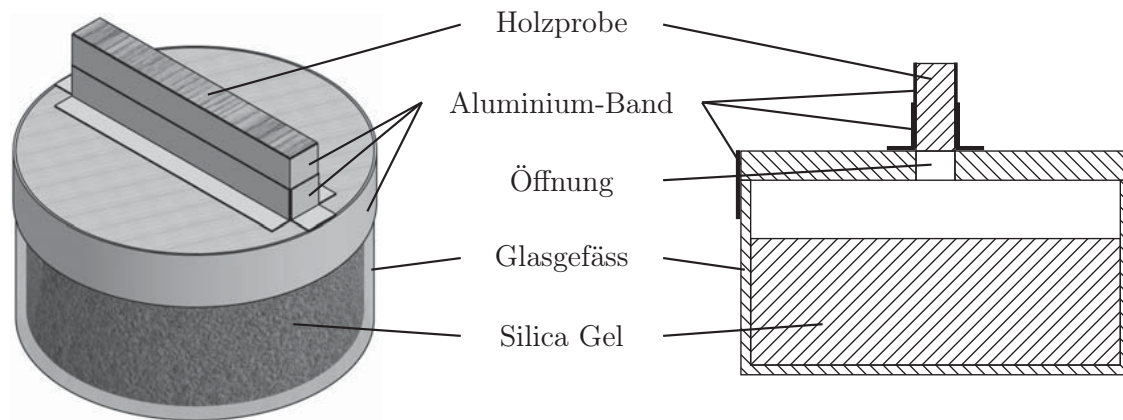


Abb. 3.7: Befestigung der Proben auf einem Glasgefäß mit eingeschlossenem Trockenklima. Die Prüfkörper wurden so abgeklebt, dass ein Feuchtigkeitsaustausch nur über eine definierte anatomische Richtung stattfinden konnte.

mit der Neutronenradiographieanlage zur Ermittlung des Anfangszustandes, welcher für die spätere Referenzierung benötigt wurde. Über einen Zeitraum von 74 Tagen wurden Messungen nach 1, 3, 7, 23, 29, 59 und 74 Tagen wiederholt. Nach der Messung wurden die Behälter mit den Proben in einem Klimaschrank mit 20°C und $85\% \text{ r.LF}$ gelagert und nur für die kurze Zeit der Messungen für wenige Minuten entnommen.

Messprinzip

Die Neutronenradiographie basiert auf der Intensitätsmessung der durch ein Objekt transmittierten Neutronenstrahlung. Die Intensität I dieser Neutronenstrahlung wird in erster Näherung mit einer exponentiellen Schwächung der Ausgangsintensität I_0 nach:

$$I = I_0 e^{-\Sigma z} \quad (3.3)$$

berechnet. Benötigt wird dazu die Probendicke z und der Schwächungskoeffizient Σ , der sich aus der Multiplikation der Atomkerndichte N und des mikroskopischen Wirkungsquerschnittes σ_N ergibt:

$$\Sigma = N\sigma_N. \quad (3.4)$$

Die Atomkerndichte N wiederum folgt aus

$$N = \frac{\rho}{m_A} N_A \quad (3.5)$$

mit der Materialdichte ρ , dem Atomgewicht m_A und der AVOGADRO Konstante N_A . Eine Zusammenfassung über die Kenngrößen und Schwächungskoeffizienten von Holz für kalte und thermische Neutronen ist in MANNES et al. (2009a) zu finden.

Der in Gleichung (3.3) beschriebene Zusammenhang besteht allerdings nur für ein Prüfobjekt aus einem einzigen Material. Bei den durchgeführten Messungen mussten jedoch die Holzstruktur und das darin enthaltene Wasser berücksichtigt werden, weshalb Gleichung (3.3) zu

$$I(t) = I_0 e^{-(\Sigma_w z_w(t) + \Sigma_h z_h(t))} \quad (3.6)$$

umgeformt wurde. Die Indizes der Schwächungskoeffizienten und der Schichtdicken stehen dabei mit h für Holz und w für Wasser. Die Zeitabhängigkeit der Intensität $I(t)$ spiegelt sich in einer Verschiebung der Anteile der jeweiligen Schichtdicken, hier Holz und Wasser, wider. Dies kann für die entsprechenden Materialien mit

$$z_i(t) = z_i(t_{ref}) + \Delta z_i(t) \quad (3.7)$$

beschrieben werden. Zum Trennen der beiden Anteile werden die Messdaten auf den Ausgangszustand zur Zeit t_{ref} referenziert, wo aufgrund der zuvor darrgetrockneten Prüfkörper $z_w(t_{ref}) = 0$ angenommen werden kann. Während des Befeuchtungsvorganges kommt es zwar zum Quellen der Holzprobe, was die Anzahl an „Holzteilchen“ in Strahlrichtung jedoch nicht verändert, weshalb die Holzkomponente in Gleichung (3.6) als zeitlich konstant angenommen werden kann. Damit kann die zeitliche Änderung der Wasserschichtdicke $\Delta z_w(t)$ aus:

$$\Delta z_i(t) \approx \Delta z_w(t) = \ln \left(\frac{I(t)}{I(t_{ref})} \right) \frac{1}{\Sigma_w} \quad (3.8)$$

berechnet werden. Der entsprechende Wassergehalt c (Wasserkonzentration) lässt sich letztendlich aus der Referenzierung auf die gemessene Gesamtdicke d der Probe durch

$$c = \frac{\Delta z_w(t)}{d} \quad (3.9)$$

ableiten.

Datenverarbeitung

Die erhaltenen Rohdaten wurden zuerst mit standardisierten Korrekturverfahren bearbeitet. Dazu gehört die Kompensation des Hintergrundrauschens der CCD-Kamera („dark current“), der Inhomogenitäten des Neutronenstrahles und des Scintillators („flat field“) sowie der so genannten „white spots“, welche durch γ -Partikel, die auf den CCD-Kamerachip auftreffen, erzeugt werden. Zusätzliche Informationen über die Korrekturverfahren sind in MANNES et al. (2009) oder HASSANEIN (2006) zu finden. Weiterhin wurde eine Streukorrektur der Messdaten mittels QNI (Quantitative Neutron Imaging) durchgeführt, welches in HASSANEIN (2006) ausführlich erläutert ist. Anschliessend wurden die zweidimensionalen Datensätze durch eine Mittelung über die Probenhöhe in ein Linienprofil umgewandelt, was ein Glätten und eine weitere Verringerung des Rauschens der Daten bewirkte.

Ermittlung der Kenngrössen

Aufgrund der Messungen des eindimensionalen Diffusionsvorganges konnte Gleichung (2.13) für die inverse Identifikation zu

$$\frac{\partial c}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(D(c) \frac{\partial c}{\partial x} \right) \quad (3.10)$$

vereinfacht werden. Entsprechend den Versuchsbedingungen wurde für die darrtrockenen Prüfkörper die Anfangsbedingung $c(x, t_0) = 0$ gesetzt und die Randbedingungen am Rand Γ zu

$$c(x, t) = 0 \quad (x, t) \in \Gamma = [0, t] \quad (3.11a)$$

$$\left(-D(c) \frac{\partial c}{\partial x} \right) = \sigma_D [c(x, t) - c_\infty] \quad (x, t) \in \Gamma = [b, t] \quad (3.11b)$$

gewählt. Dabei sind neben dem konzentrationsabhängigen Diffusionskoeffizienten $D(c)$ und dem Oberflächenadsorptionskoeffizienten σ_D auch die Ausgleichskonzentration c_∞ am rechten Rand ($x = b$) sowie die ansatzspezifischen, feuchteabhängigkeitsbeschreibenden Parameter α_i aus den Gleichungen (2.22b), (2.22c) und (2.22d) die veränderlichen Eingangsgrössen für den Optimierungsalgorithmus. Die Grösse b steht dabei für die Breite der Probe bzw. die Länge des Diffusionsweges vom linken zum rechten Rand.

Die parabolische Differentialgleichung (DGL) aus Gleichung (3.10) wurde mit Hilfe einer Matlab[®] Funktion zum Lösen partieller DGLn bestimmt. Die Unterschiede der erhaltenen Ergebnisse $c_{calc}(x, t)$ und der Versuchsdaten $c_{exp}(x, t)$ werden in der Zielfunktion S

$$S = \sum_{i=1}^{x_n} \sum_{j=1}^{t_n} (c_{calc}(x_i, t_j) - c_{exp}(x_i, t_j))^2 \quad (3.12)$$

zusammengefasst. Dabei ist die Anzahl an lokalen Messstellen in der Probe mit x_n und die Anzahl an Messzeitpunkten mit t_n bezeichnet. Aufgrund der Beugung der Neutronen und von Quell- und Schwinderscheinungen am Probenrand konnten diese Bereiche, wie bereits in MANNES et al. (2009) beschrieben, nicht für die Auswertungen verwendet werden. Die für die Zielfunktion herangezogenen lokalen Messpunkte x_i beginnen bzw. enden entsprechend nach, respektive vor, dem Abklingen dieser Randerscheinungen. Die Minimierung der Zielfunktion S liefert die gesuchten Diffusionskenngrößen. Als Optimierungsmethode wurde dabei ein Nelder Mead Algorithmus („Nelder-Mead simplex direct search“) nach NELDER und MEAD (1965) verwendet, welcher u.a. auch von TORRES (2009) für die inverse Bestimmung von Diffusionskenngrößen benutzt wurde.

Ergebnisse

Für Rotbuchenholz wurden die Diffusionseigenschaften in allen drei anatomischen Richtungen bestimmt. Zu den Daten in longitudinaler Richtung von MANNES et al. (2009) konnten die Kenngrößen für die beiden anderen Richtungen unter Verwendung der Ansätze aus den Gleichungen (2.22b) - (2.22d) ermittelt werden. Die Ergebnisse sind in Tabelle 3.5 zusammengefasst. Neben den Kenngrößen in longitudinaler Diffusionsrichtung aus MAN-

Tab. 3.5: Diffusionskenngrößen für Rotbuchenholz ermittelt mit Neutronenradiographie

Richtung	Ansatz	ϱ_0 [$\frac{kg}{m^3}$]	σ_D [$10^{-8} \frac{m}{s}$]	D_0 [$10^{-10} \frac{m^2}{s}$]	α_0 [-]	α_1 [-]	α_2 [-]	c_∞ [%vol]	S [%vol]
radial	(2.22b)	700	9.685	0.0731	0.28532	-	-	11.015	410.23
radial	(2.22c)	700	9.969	0.0724	0.28567	-10.5397	-	11.018	410.00
radial	(2.22d)	700	9.765	0.0682	0.29596	-0.18422	0.3842	10.951	411.23
tangential	(2.22b)	710	9.667	0.0102	0.37364	-	-	11.375	168.22
tangential	(2.22c)	710	10.950	0.0122	0.00743	0.29121	-	11.200	158.22
tangential	(2.22d)	710	10.839	0.0118	0.01848	0.15236	0.41035	11.099	150.55
longitudinal ⁴	(2.22b)	650	90.833	60.833	-0.0593	-	-	13.780	-

NES et al. (2009) sind die Diffusionskenngrößen in radialer und tangentialer Richtung für drei verschiedene Ansatzfunktionen aufgeführt. Dabei lässt sich in tangentialer Richtung gut eine Verringerung des Absolutwertes der Zielfunktion S bei steigender Komplexität des Ansatzes erkennen, was einer besseren Approximation der Messdaten entspricht. Es lässt sich jedoch an den erhaltenen Ergebnissen in radialer Richtung ablesen, dass eine

⁴MANNES et al. (2009)

Erhöhung der Komplexität des Ansatzes meist physikalisch nicht sinnvoll ist. Verdeutlicht wird dies in Abbildung 3.8, in welcher die Diffusionskoeffizienten für beide Richtungen in Abhängigkeit des Wassergehaltes dargestellt sind.

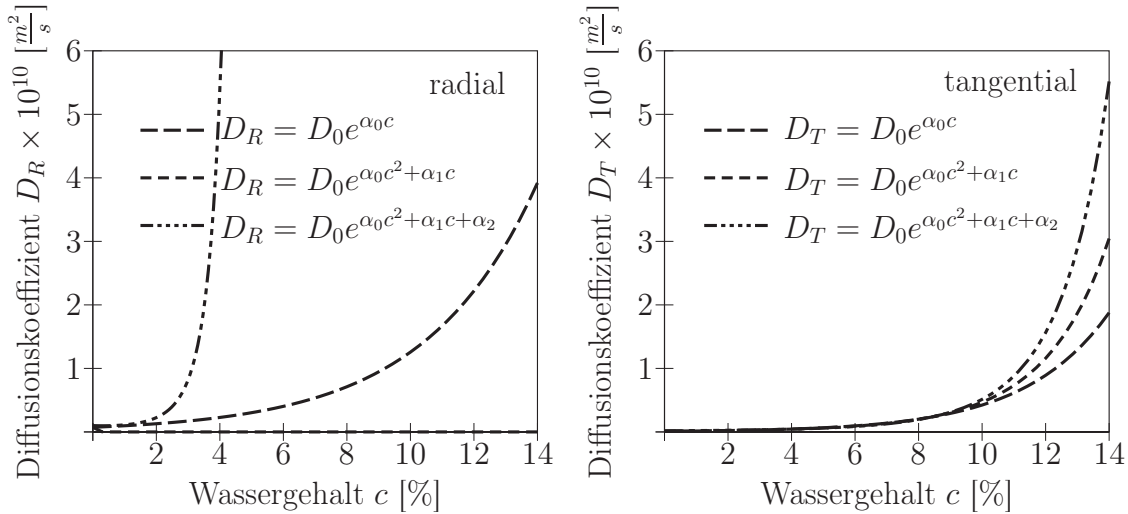


Abb. 3.8: Feuchteabhängige Diffusionskoeffizienten $D(c)$ für Rotbuchenholz in radialer und tangentialer Richtung.

Neben den recht ähnlichen Funktionen des Diffusionskoeffizienten in tangentialer Richtung sind die Resultate der verschiedenen Ansätze für die radiale Diffusionsrichtung völlig unterschiedlich. Verglichen mit den tangentialen Messdaten ist lediglich der Ansatz mit einer linearen Abhängigkeit im Exponenten als physikalisch sinnvoll anzusehen. Der Vergleich der Messdaten mit den theoretischen, invers bestimmten Feuchteverläufen anhand des Ansatzes aus Gleichung (2.22b) ist in Abbildung 3.9 dargestellt. Deutlich zu erkennen ist, dass die gewählten theoretischen Annahmen wegen der sehr guten Übereinstimmung mit den Messdaten eine brauchbare Modellbeschreibung der Versuche liefern können. Aufgrund dieser Resultate und der Tatsache, dass hier keine Grundsatzarbeit zum Diffusionsverhalten von Holz vorliegt, bleibt diese Auswertung auf die Verwendung des zweiten Fickschen Gesetzes mit feuchteabhängigen Diffusionskoeffizienten beschränkt.

Es ist weiterhin darauf aufmerksam zu machen, dass sich gewisse Schwierigkeiten an den Übergängen von verschiedenen Materialien ergeben, welche durch einen geringen Winkelversatz beim wiederholten Einbau der Proben, durch Beugungseffekte der Neutronen und mit dem Einfluss von Quell- und Schwinderscheinungen begründet sind (vgl. MANNES et al., 2009). Die in diesen Regionen (Probenränder) überschwingenden Messdaten

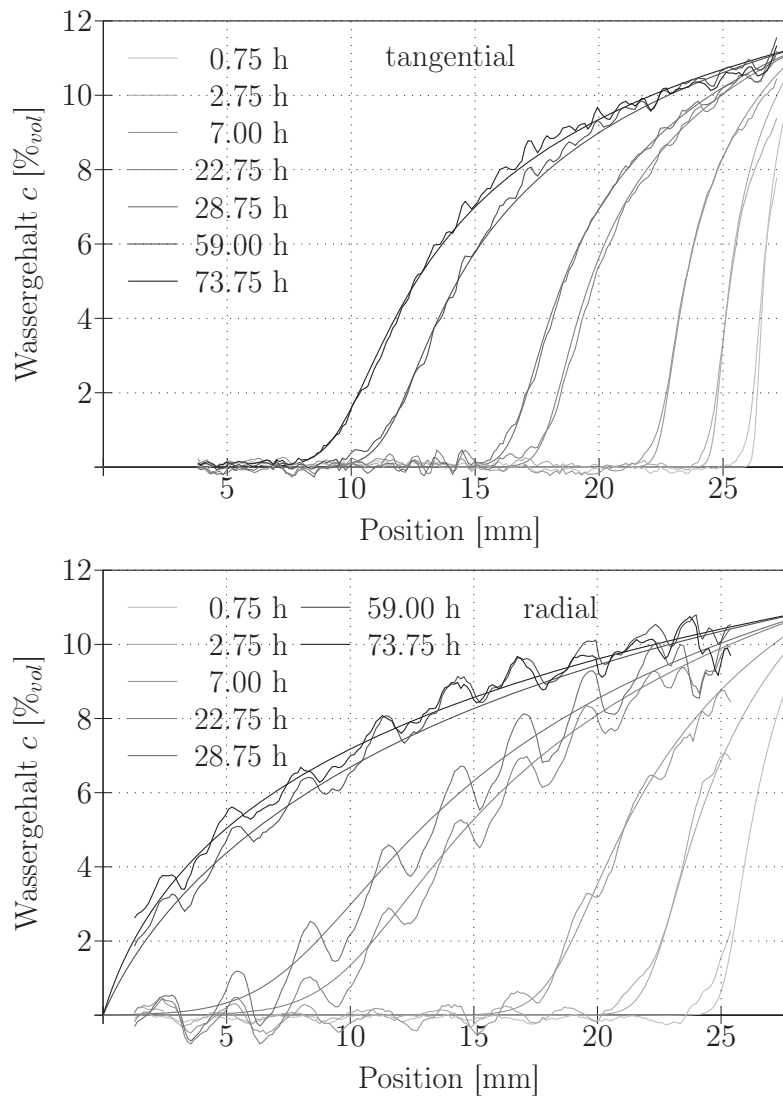


Abb. 3.9: Vergleich des Wassergehaltes zwischen den Versuchsdaten und den Modellwerten im eindimensionalen Diffusionsversuch für Rotbuchenholz bezogen auf die Position in der Probe.

konnten leider in den für die Optimierung herangezogenen Bereichen nicht mit verwendet werden. In Abbildung 3.9 sind daher lediglich für die berücksichtigten Bereiche Messdaten angegeben. Die jeweiligen Datensätze für die anderen Ansätze aus Tabelle 3.5 befinden sich im Anhang A.1. Erwähnenswert ist hierbei, dass trotz der sehr guten Übereinstimmung der theoretischen und empirischen Daten sich die mit Gleichung (2.22c) und (2.22d) ermittelten Diffusionskoeffizienten gegenüber Ansatz (2.22b) bei den radialen Messdaten

stark unterscheiden. Obwohl verschiedenste Startwertkonfigurationen überprüft wurden, könnte das Auffinden eines lediglich lokalen Minimums bei der Optimierung der Grund für diese Ergebnisse sein. Der Jahrringeeinfluss, welcher sich aus anatomischen Gründen bei den radialen Messungen stark zeigt und durch eine wellige Feuchtigkeitsverteilung in der Probe gekennzeichnet ist (s. Abb. 3.9 unten), könnte zusätzlich die Bestimmung eines globalen Minimums erschwert haben. Zusammenfassend wird daher bei unzureichender Kenntnis des physikalischen Hintergrundes ein möglichst einfacher Ansatz, hier Gleichung (2.22b), empfohlen.

3.3.2 Diffusionskenngößen der Klebfuge

Klebfugen in Holzkonstruktionen sind heutzutage weit verbreitet. Da die Verteilung der Feuchtigkeit im gesamten Bauteil für eine Modellierung notwendig ist, werden neben den Diffusionskenngößen des Holzes auch die entsprechenden Parameter für die Klebstoffe benötigt. Diese Kenngößen sind in der Literatur jedoch weitgehend unbekannt, weshalb diese Untersuchungen aufgrund der praktischen Relevanz mit Fichtenholz (*Picea abies* L.) durchgeführt wurden. In der folgenden Untersuchung wurde Fichtenholz mit einem Polyurethan Klebstoff (PUR) der Firma Geistlich, Mirapur 9520, verklebt. Das Messprinzip sowie die Datenverarbeitung entsprechen dabei dem in Abschnitt 3.3.1 beschriebenen. Der prinzipielle Versuchsaufbau ist in Abbildung 3.10 zusammengefasst. Die Klebfugendicke ist

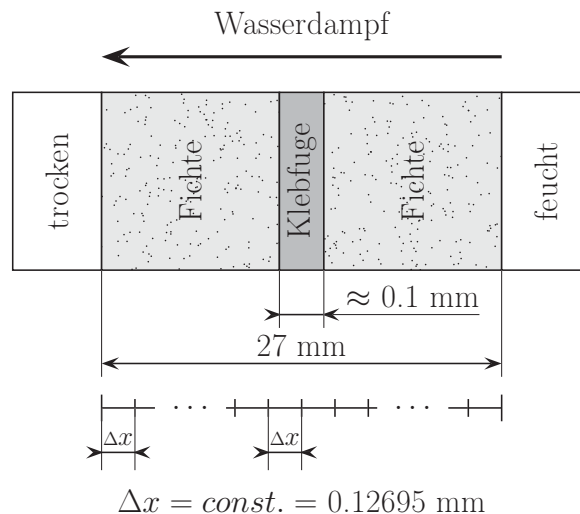


Abb. 3.10: Prinzipskizze des Probekörpers des Klebfugendiffusionsexperimentes sowie der Ortsauflösung der Klebfuge.

vergrössert gezeichnet, um die Abtastung der Messeinrichtung in Bezug auf die Klebfuge besser darzustellen. Es wurde angenommen, dass die Klebfuge eine Grösse von ≈ 0.1 mm aufweist. Die örtliche Abtastrate an der NEUTRA entspricht jedoch nur $\Delta x = 0.12695$ mm und der Übergangsbereich ist, wie bereits beschrieben, aufgrund des Aufeinandertreffens unterschiedlicher Materialien verzerrt (s. Abb. 3.11). Um dennoch eine Aussage über die Diffusionseigenschaften der Klebfuge machen zu können, wurden bei der inversen Bestimmung genau einem diskreten Punkt im Messdatenvektor die zu optimierenden Klebstoffeigenschaften zugewiesen. Leider ist durch die geringe örtliche Auflösung kein Feuch-

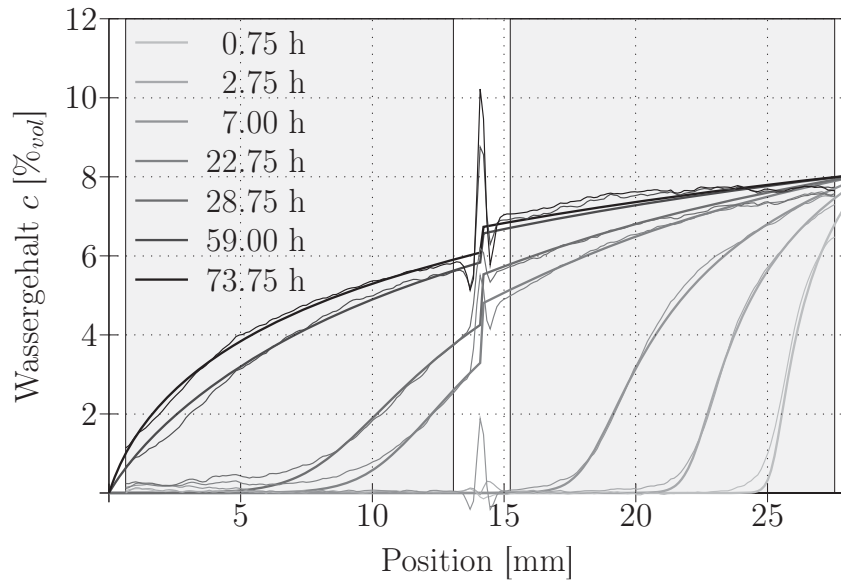


Abb. 3.11: Vergleich der Wasserkonzentration zwischen den Versuchsdaten und den Modellwerten im Diffusionsversuch von Fichtenholz mit PUR-Klebfuge bezogen auf die Position in der Probe. Die grau unterlegten Abschnitte sind die in der Zielfunktion berücksichtigten Bereiche.

teprofil in der Klebfuge ermittelbar, weshalb der Übergang zwischen Holz und Klebstoff als C_0 stetiger Übergang angenommen und auf die Einführung eines Übergangskoeffizienten zwischen diesen beiden Materialien verzichtet wird. Für den Diffusionskoeffizienten des PUR-Klebstoffes wurde der Ansatz aus Gleichung (2.22b) gewählt, um eine einfache Feuchteabhängigkeit zu realisieren.

Abbildung 3.11 zeigt den Vergleich der Versuchsdaten mit den Modellwerten, wobei die für die Optimierung verwendeten Bereiche grau hinterlegt sind. Zu den nicht verwendbaren Daten gehörten bei dieser Untersuchung neben den Randbereichen auch Messdaten

aus dem Bereich der Klebfuge selbst. Die Feuchtigkeitsprofile in den nutzbaren Bereichen konnten mit den gewählten Modellannahmen sehr gut approximiert werden. Im Bereich der Klebfuge ist ausserdem durch unterschiedliche Gefälle vom linken zum rechten Rand die Feuchteabhängigkeit des Klebstoffes sehr gut zu erkennen. Die berechneten Kenngrössen für das Fichtenholz und den PUR-Klebstoff sind in Tabelle 3.6 zusammengestellt. Die dabei angegebenen Daten für Fichtenholz entsprechen einer tangentialen Feuchteausbreitungsrichtung und sind in einer ähnlichen Grössenordnung wie für Rotbuche radial (s. Tabelle 3.5). Der Diffusionskoeffizient für den Klebstoff liegt jedoch weit unter den Kenn-

Tab. 3.6: Diffusionskenngrössen für eine mit PUR verklebte Fichtenprobe ermittelt mit Neutronenradiographie

	$\varrho_0 [\frac{kg}{m^3}]$	$\sigma_D [10^{-7} \frac{m}{s}]$	$D_0 [10^{-12} \frac{m^2}{s}]$	$\alpha [-]$	$c_\infty [\%_{vol}]$	S [% _{vol}]
Fichte	403	2.3075	5.1713	0.4495	8.0985	148.35
Mirapur 9520			0.3497	0.3110		

grössen für Rotbuche. Für einen Vergleich und eine bessere Einordnung wurden die Diffusionskoeffizienten aller Richtungen für Rotbuchenholz und des Klebstoffes in Abbildung 3.12 zusammengefasst. Neben den existierenden starken Unterschieden in den Diffusionsrichtungen ist mit Ausnahme der Daten in Längsrichtung (MANNES et al., 2009, s. Kap. 2.3.3) ein sich mit steigendem Wassergehalt erhöhender Diffusionskoeffizient ablesbar. Bei höherem Feuchtegehalt entspricht dies einer besseren Leitfähigkeit der Feuchtigkeit.

Vergleich mit Literaturdaten

Eine Gegenüberstellung von eigenen Ergebnissen und Werten aus der Forschungsliteratur (s. Tab. 3.7) von OLEK et al. (2005) ist in Abbildung 3.13 dargestellt. Zu erkennen ist, dass die Verhältnisse der Richtungen zueinander übereinstimmen, sich jedoch relativ grosse Unterschiede in den Absolutwerten abzeichnen. Die im niedrigeren Feuchtebereich stets höheren Literaturwerte sind einerseits mit der erhöhten Prüftemperatur von 35°C begründet, andererseits griffen OLEK et al. (2005) nur auf eine integrale Gesamtprüfkörperfeuchte und nicht auf Feuchtigkeitsprofile im Inneren zurück. Dies bewirkt eine erschwerte Optimierung der Zielfunktion aufgrund der geringeren Aussagekraft der Daten, was auch, entgegen gebräuchlicher Literatur wie beispielsweise bei VANEK und TEISCHINGER (1989) oder bei SIAU (1995), im negativen Vorzeichen der Feuchteabhängigkeit bei OLEK et al. (2005) in radialer und tangentialer Richtung zum Ausdruck kommt (s. Tab. 3.7). An dieser

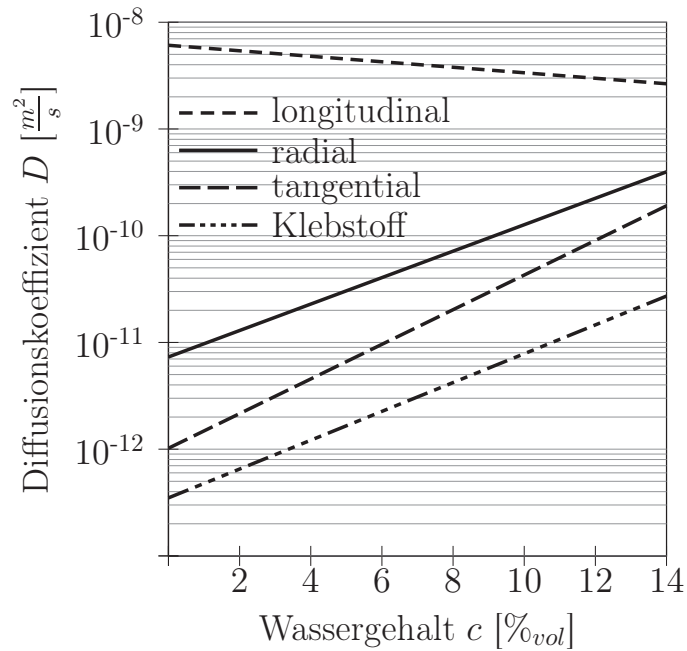


Abb. 3.12: Vergleich der ermittelten Diffusionskoeffizienten für Rotbuchenholz in seinen anatomischen Richtungen und des PUR-Klebstoff's Mirapur 9520.

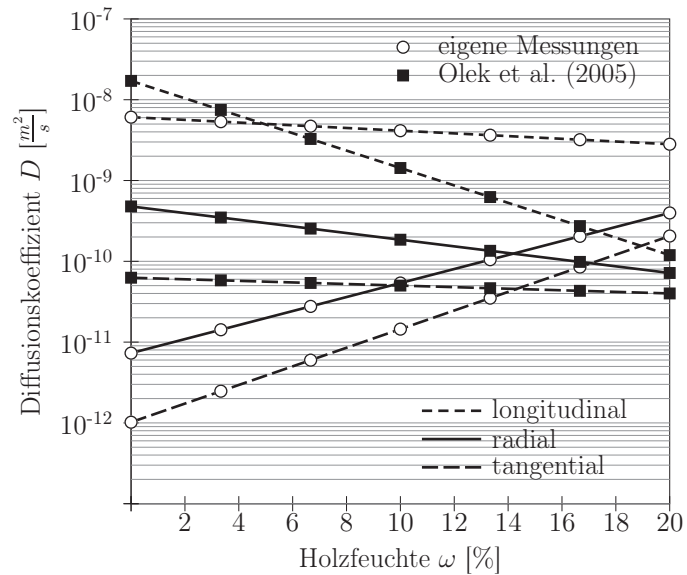


Abb. 3.13: Vergleich der ermittelten Diffusionskoeffizienten für Rotbuchenholz in seinen anatomischen Richtungen mit Literaturdaten aus OLEK et al. (2005).

Tab. 3.7: Diffusionskenngrößen für Rotbuchenholz nach OLEK et al. (2005)

Diffusionsrichtung	$\sigma_D [10^{-7} \frac{m}{s}]$	$D_0 [10^{-10} \frac{m^2}{s}]$	$\alpha [-]$
radial	4.13250	2.46016	-0.663871
tangential	3.38784	0.535599	-0.15684
longitudinal	4.47957	30.0795	-1.73782

Stelle muss jedoch darauf hingewiesen werden, dass bei den Messdaten immer die Einheiten und Bezüge besonders berücksichtigt werden müssen, da unterschiedliche Vorgehensweisen in der Literatur üblich sind. Die Daten von OLEK et al. (2005) wurden beispielsweise aus dem Ansatz:

$$D = D_0 e^{\alpha E_r} \quad (3.13)$$

mit dem reduzierten Wassergehalt E_r ermittelt. Der reduzierte Wassergehalt ist dabei über

$$E_r = \frac{\omega - \omega_0}{\omega_\infty - \omega_0} \quad (3.14)$$

mit der Ausgleichsfeuchte ω_∞ definiert. Mit der Startfeuchte $\omega_0 = 7\%$ und $\omega_\infty = 14\%$ können die Daten über der Holzfeuchte dargestellt werden. Die eigenen Messdaten, welche auf den Wassergehalt c bezogen wurden (s. Gl. (2.22b)), wurden über die Darrdichte mit Gleichung (2.3) transformiert.

3.4 Zusammenfassung

Im letzten Abschnitt wurden die ermittelten Kenngrößen zur Beschreibung des Verhaltens von Rotbuchenholz unter Feuchteinfluss zusammengefasst. Aufgezeigt werden konnte der Einfluss einer wiederholten Be- bzw. Entfeuchtung auf das Sorptionsverhalten. Die entsprechenden Sorptionskenngrößen wurden bestimmt, am Beispiel der Theorie von Dent dargestellt und für den flexiblen Einsatz in verschiedensten Sorptionstheorien bereitgestellt. Das mit der Sorption eng verbundene Quell- und Schwindverhalten zeigte dagegen keine signifikante Zyklenabhängigkeit. Für den betrachteten Holzfeuchtebereich wurde eine sehr gut reproduzierbare richtungsabhängige Linearität der Feuchteausdehnungskenngrößen ermittelt, welche sich mit vergleichbaren Angaben aus der Literatur deckt.

Weiterhin wurde mit einer von MANNES et al. (2009) vorgestellten zerstörungsfreien Methode erstmals ein kompletter richtungsabhängiger Datensatz von Diffusionskenngrößen unter Kenntnis der Feuchtigkeitsverteilung im Inneren des Probekörpers bestimmt. Die

dadurch erhaltenen Kenndaten und die zusätzlichen Kenngrößen für den Klebstoff in den Klebfugen bilden die Grundlage für eine Vorhersage der Feuchtigkeitsverteilung in Probekörpern oder Bauteilen aus Rotbuchenholz.

4 Bestimmung der elastischen Eigenschaften

Für die Beschreibung des elastischen Materialverhaltens von Holz wurden bereits zahlreiche Untersuchungen durchgeführt. Ein Überblick wird in STAMER (1935), HÖRIG (1935), KEYLWERTH (1951), KOLLMANN (1951), GUITARD und AMRI (1987), BODIG und JAYNE (1993), POŽGAJ et al. (1993), NIEMZ (1993), oder FOREST PRODUCTS LABORATORY, MADISON (1999) gegeben. Bei Annahme orthotropen Materialverhaltens und symmetrischer Querdehnzahlen werden neun unabhängige Kenngrößen benötigt, welche aufgrund der Vielzahl an Holzarten und des grossen Aufwandes ihrer Bestimmung leider nur für wenige Holzarten vorliegen. Berücksichtigt man die Feuchteabhängigkeit der elastischen Kenngrößen, ist ein kompletter Datensatz nur für Fichtenholz (*Picea abies* [L.] Karst.) verfügbar (NEUHAUS, 1981). Über die feuchteabhängigen Kenngrößen für Buchenholz ist bisher wenig bekannt. KUFNER (1978) hat die Feuchteabhängigkeit des longitudinalen Buchenelastizitätsmoduls an acht Feuchtestufen herausgearbeitet. Die umfangreichsten Untersuchungen unter Berücksichtigung aller Richtungen sind in WOMMELSDORF (1966) und NEUMANN (1998) zu finden, wobei auch diese Daten nur wenig Informationen zum Einfluss der Holzfeuchte liefern bzw. nicht vollständig alle Parameter der Nachgiebigkeitsmatrix bereitstellen. Aufgrund der häufig unvollständigen Datensätze und der bekannten Streubreite der Kenngrößen bedingt durch Herkunft, Dichte oder Lagerung wurde in dieser Arbeit ein vollständiger feuchteabhängiger Datensatz experimentell ermittelt. Dabei wurde aufgrund der spröden Versagensmechanismen im Zugversuch bei der Ermittlung der Elastizitätsmoduln bewusst der Druckversuch gewählt, um auch im nichtlinearen Bereich vor allem in radialer und tangentialer Belastungsrichtung zusätzliche Aussagen über ein Ver- bzw. Entfestigungsverhalten der verwendeten Proben machen zu können (s. Kapitel 6). Die Methoden und Ergebnisse dieser Messungen sind in den folgenden Abschnitten zusammengestellt.

4.1 Identifikation von Querkontraktionszahlen und Elastizitätsmoduln aus Druckversuchen

Zur Bestimmung der Querkontraktionszahlen werden häufig inkrementelle oder induktive Wegaufnehmer verwendet (s. STAMER und SIEGLERSCHMIDT, 1933; NEUHAUS, 1981). In NIEMZ und CADUFF (2008) wird ein Querdehnungsmessaufnehmer mit Tauchanker benutzt und LAGHDIR et al. (2008) arbeiteten mit einem Halbringextensometer. GRIMSEL (1999) hingegen bestimmte die Querkontraktionszahlen mit Biegeversuchen unter Verwendung der Hologramminterferometrie. Bei diesem optischen Messverfahren entstehen nach einer Rekonstruktion Interferogramme, von denen ein Isothetenwinkel bestimmt werden kann, welcher direkt mit den entsprechenden Querdehnzahlen zusammenhängt.

Für die durchgeführten Versuche wurde ebenfalls ein berührungsloses Messverfahren verwendet, was im folgenden Kapitel erläutert wird.

4.1.1 Material und Methoden

Ermittelt wurden die elastischen Kenngrößen an Rotbuchenholz (*Fagus sylvatica* L.) aus der Umgebung von Zürich. Bei der Herstellung der Prüfkörper wurde darauf geachtet, dass Holzabschnitte mit Ästen, Reaktionsholz oder Rotkernanteilen aussortiert und nur fehlerfreies Material verwendet wurde.

Im Allgemeinen werden Druckversuche an zylindrischen oder quaderförmigen Prüfkörpern durchgeführt (vgl. DIN EN 408, 2004). Durch eine Lokalisation der Dehnungen in der Mitte der Prüfkörper können jedoch Rand- und Reibungseinflüsse in der Prüfmethodik verringert werden (VAN MIER, 1997; DIOT et al., 2008). Daher wurden „knochenförmige“ Prüfkörper (s. Abb. 4.1), wie sie eher bei Zugversuchen üblich sind, hergestellt. Mit der Wahl eines quadratischen Querschnittes im Messbereich konnte die uneingeschränkte Anwendung eines zweidimensionalen Video-Image-Correlation-Messverfahrens (VIC) sichergestellt werden.

Aus den zur Verfügung stehenden Brettern wurden zuerst quaderförmige Rohlinge mit einer Grundfläche von 28mm x 28mm und einer Höhe von 95mm zugeschnitten. Zur Gewährleistung eines repräsentativen Querschnittes und zur Minimierung von natürlichen Einflüssen durch Früh- und Spätholzbereiche wurde der Querschnitt der Prüffläche auf eine Jahrringanzahl von ≥ 6 ausgelegt. Die vierseitige Knochenform wurde mit Hilfe einer Schablone ausgefräst. Dabei wurde speziell im 11mm langen, parallelverlaufenden Messabschnitt besonders darauf geachtet, dass die Vorzugsrichtungen des Holzes mit den Achsen der Proben übereinstimmen.

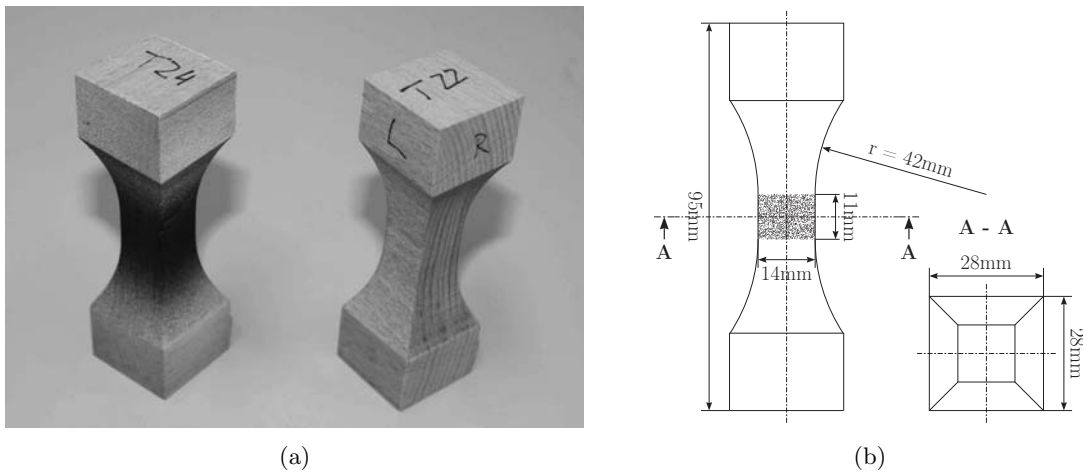


Abb. 4.1: Taillierte Prüfkörper der Druckprüfung. (a) Tangentiale Belastungsrichtung: links) bespeckelte Probe; rechts) Rohprobe, (b) Skizze mit Messbereich und Abmessungen.

Die Prüfkörper wurden randomisiert in vier Gruppen eingeteilt und bei einer konstanten Temperatur von 20°C und in vier verschiedenen Klimaräumen bei 35%, 65%, 85% und 95% rel. LF bis zum Erreichen der Ausgleichsfeuchte klimatisiert. Nach der Prüfung wurde der unverformte Kopfbereich der Proben abgetrennt, seine Feuchtmasse ermittelt und im Ausgleichsfeuchtezustand im Standardklima (20°C/65% rel. LF) die Rohdichte $\rho = m_w/V$ bestimmt. Mit der Ermittlung der Darrmasse m_0 konnte die Holzfeuchtigkeit der Proben nach DIN 52183 (1977) über Gleichung (2.1) berechnet werden.

Für die optische Dehnungsmessung wurde im Bereich der ebenen Einschnürung (11 mm x 14 mm) auf jeweils zwei Seiten der Prüfkörper ein hauchdünnes und kontrastreiches Speckle-Muster aufgetragen (s. Abb. 4.1). Mit dem Einsatz einer Airbrush-Pistole mit pigmentierter Acryl-Farbe konnten sehr feine Speckles erzeugt werden, welche ein hochauflösendes Muster garantierten. Eine weisse Grundierung und anschliessendes Auftragen von schwarzen Speckles lieferten ein heterogenes Graustufenmuster.

Die Druckprüfungen wurden an einer Zwick Z10 Universalprüfmaschine mit einer Kraftmessdosenkapazität von 10kN (s. Abb. 4.2) durchgeführt, mit Ausnahme der Festigkeitsmessungen in longitudinaler Richtung, für die eine Universalprüfmaschine Z100 mit einer 100kN-Kraftmessdose verwendet wurde. Zur Vermeidung von Biegemomenten wurde die Prüfmaschine mit einem Gelenkeinsatz zwischen Kraftmessdose und Druckplatte versehen. Zur Ausleuchtung der Speckle-Muster im Messbereich wurde eine Kaltlichtquelle benutzt, mit der Reflektionen an der Probenoberfläche reduziert werden (s. Abb. 4.2). Während der

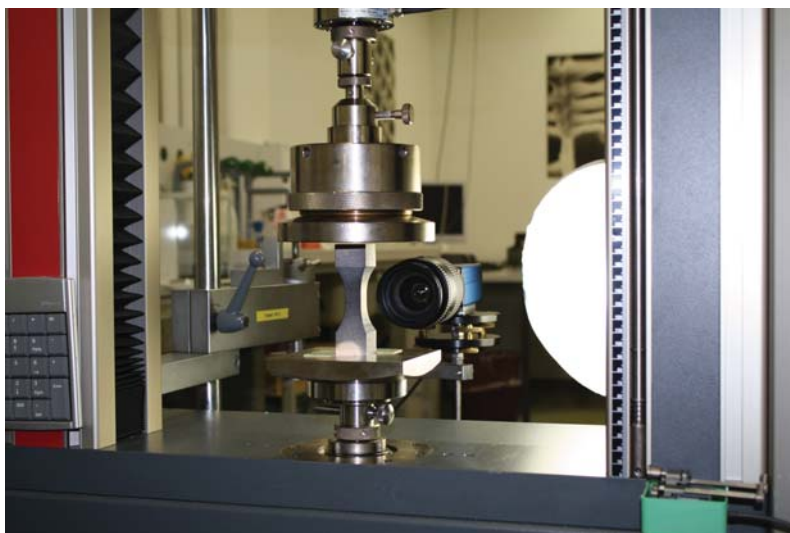


Abb. 4.2: Druckprüfung mit CCD-Kamera an der Universalprüfmaschine Z10.

Druckprüfungen wurden die Speckle-Muster mit einer verzeichnungsfreien CCD-Kamera aufgenommen. Mit einer Auflösung von 650×830 Pixeln und einer Aufnahme Frequenz von 2-4 Hz wurden die Bilddaten von der normal zur Bildebene positionierten Kamera aufgenommen und als TIF-Dateien gespeichert. Die durch eine Mittelung an den Probekörpern errechneten Dehnungen wurden synchron von der DIC-Software (VIC Gauge, Correlated Solutions) für die weitere Datenauswertung an die Prüfstandssoftware (testXpert II, Zwick/Roell) übermittelt (s. Abb. 4.3). Die Prüfung wurde jedoch lagegeregelt über die Traverse durchgeführt, da eine Regelung über das VIC-System messtechnisch nicht umsetzbar war. Für die Ermittlung der beiden resultierenden Querdehnungen wurden die Proben zweimal im linear-elastischen Bereich belastet, wobei jeweils die korrespondierende Messfläche von der VIC-Kamera erfasst wurde. In einer dritten Messung wurden die Probekörper bis zum Versagen bzw. bis zum Erreichen eines Abbruchkriteriums beansprucht, um Daten über das nichtlineare Materialverhalten und die Festigkeitseigenschaften zu erhalten. Zur Minimierung von Trägheits- und Krieeffekten wurde die Prüfgeschwindigkeit in Anlehnung an die Normung (vgl. DIN 52186, 1978) so gewählt, dass das Lastmaximum nach $90 (\pm 30)$ s erreicht wurde. Eine Prüfung der Probekörper direkt in den jeweiligen Klimaräumen war nicht möglich. Daher wurden die Prüfkörper nach Erreichen der Ausgleichsfeuchte nacheinander feuchtgeschützt in einen Prüfraum mit Normalklima ($20^{\circ}\text{C} / 65\%$ rel. LF) gebracht und geprüft.

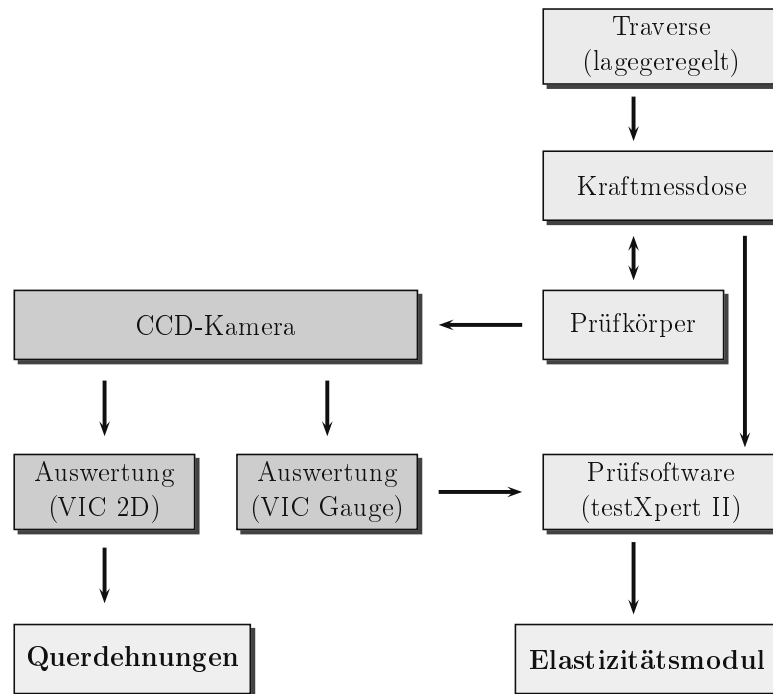


Abb. 4.3: Prinzipskizze der Kenngrößenbestimmung an der Universalprüfmaschine Z10.

4.1.2 Bestimmung der Querkontraktionszahlen

Ein Körper verformt sich unter Einfluss einer Zug- bzw. Druckkraft in Lastrichtung sowie orthogonal zur Belastung. Das Verhältnis aus der auftretenden Quer- und Längsdehnung wird als Poissonzahl oder auch Querkontraktionszahl bezeichnet.

Anhand des vorliegenden Datenmaterials konnte über eine Dehnungsbestimmungssoftware (VIC 2D, Correlated Solutions) anhand eines Kreuzkorrelationsalgorithmus ein zweidimensionales Dehnungsfeld (s. Abb. 4.4) für die jeweiligen Dehnungskomponenten bestimmt werden (vgl. KEUNECKE et al., 2008). Durch die Mittelung der Komponenten in Belastungs- und Kontraktionsrichtung über die betrachtete Fläche wurden die Dehnungsverläufe für die Berechnung der Querkontraktionszahlen ν_{ij} ermittelt. Die Kontraktionsrichtung wird mit dem Index i und die Belastungsrichtung mit dem Index j bezeichnet (s. Gl. (2.30)). Eine lineare Regression in einem Datenplot mit negativen Querdehnungen über den Dehnungen in Lastrichtung liefert die Querkontraktionszahlen (s. Abb. 4.5). Die Resultate für unterschiedliche Materialfeuchtigkeiten der Probekörper sind in Tabelle 4.1 aufgeführt. Zur Steigerung der Aussagekraft wurden für die Auswertung der Messungen zwei Kriterien eingeführt. Da es mit der Dehnungsfeldbestimmung möglich ist, die

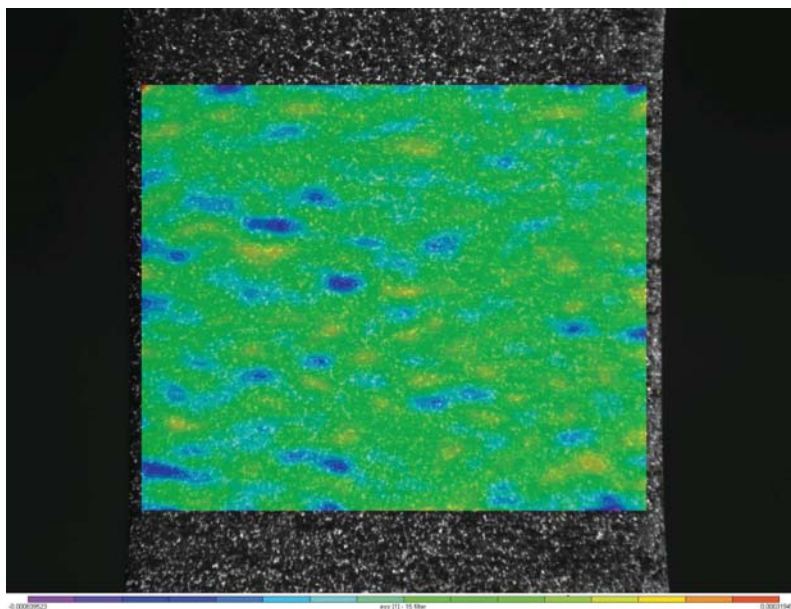


Abb. 4.4: Dehnungsverteilung der Hauptdehnung in Belastungsrichtung ε_{yy} eines Prüfkörpers im Druckversuch.

Dehnungshauptachsen zu bestimmen, wurden einerseits nur Messdaten verwendet, welche zwischen der Belastungsrichtung und der entsprechenden Dehnungshauptachse einen Winkel $\Theta \leq 5^\circ$ aufwiesen. Andererseits war es nicht bei allen Datensätzen sinnvoll, eine lineare Regression durchzuführen, weshalb nur Messdaten mit einem Korrelationskoeffizient $r^2 \geq 0.9$ berücksichtigt wurden. Geringe Korrelationskoeffizienten treten beispielsweise bei sehr kleinen Dehnungen in longitudinaler Kontraktionsrichtung auf, was zu einem geringen Signal-Rausch-Abstand führt und die Daten beeinträchtigt. Mehrere Messungen lieferten diesbezüglich gute Resultate, jedoch konnten andere Datensätze den Kriterien nicht genügen. Diese Schwierigkeiten sind in der Literatur bekannt (vgl. BODIG und JAYNE, 1993) und werden meist mit der Berechnung der Kenngrößen mit longitudinaler Kontraktionsrichtung gelöst. Aufgrund der Anzahl an verwertbaren Datensätzen wurde eine solche Rückrechnung hier nicht durchgeführt. Entsprechend erhöhte Variationskoeffizienten für diese Kenngrößen sind in Tabelle 4.1 ausgewiesen. Weiterhin bewirken Materialinhomogenitäten, welche Dehnungskonzentrationen hervorrufen können, eine Verdrehung der Dehnungshauptachsen, wodurch sich eine weitere Auswertung dieser Messergebnisse erübrigt. Diese Schwierigkeiten erklären die variierenden Probenanzahlen in Tabelle 4.1. Dennoch sind die Variationskoeffizienten im allgemeinen recht hoch im Vergleich zu den Korrelationskoeffizienten der Einzelmessungen (s. Abb. 4.5). Dies lässt auf eine starke natürliche

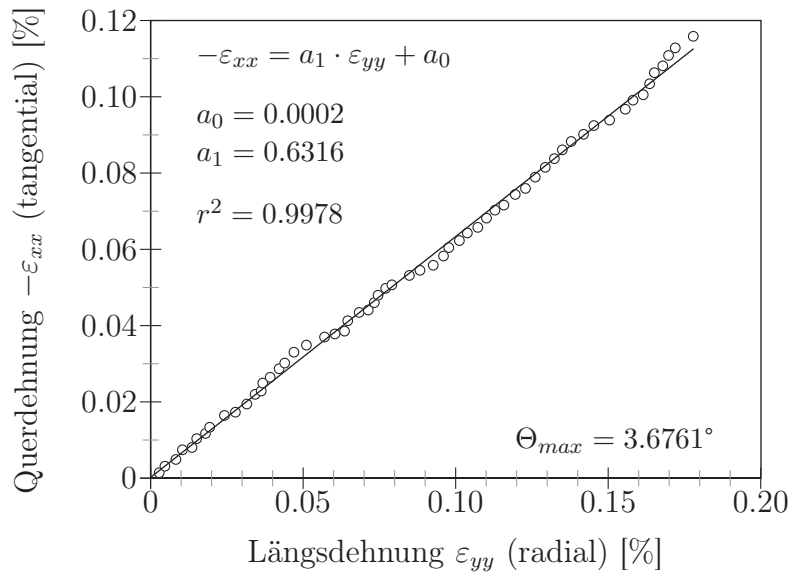


Abb. 4.5: Lineare Regression zur Bestimmung der Querkontraktionszahl ν_{tr} eines Prüfkörpers aus der negativen tangentialen Querdehnung $-\varepsilon_{xx}$ und der radialen Längsdehnung ε_{yy} .

Streuung der Querdehnzahlen von Buchenholz schliessen. In der RT-Ebene wurde allerdings eine sehr gute Reproduzierbarkeit erreicht. Bei einem Vergleich mit Literaturangaben (s. Tab. 4.2) liegen die ermittelten Kennwerte in der gleichen Größenordnung, jedoch fallen starke Unterschiede in den Kenngrößen bei longitudinaler Belastungsrichtung auf. Dabei spielen die Art der Belastung und die Anzahl der durchgeführten Messungen eine Rolle. WOMMELSDORF (1966) ermittelte die Dehn- und Querdehnungszahlen z.B. aus Zug- bzw. Biegeversuchen. STAMER und SIEGLERSCHMIDT (1933) hingegen führten ebenfalls Druckversuche durch, allerdings prüften sie für alle Kenngrößen nur drei Stabproben.

Mittels Ultraschallwellen mit unterschiedlichen Frequenzen bestimmten BUCUR und ARCHER (1984) die Querdehnzahlen von Buchenholz dynamisch. Hier treten zum Teil starke Abweichungen zu allen im statischen Versuch ermittelten Literaturwerten auf. Ein direkter Vergleich mit Literaturdaten und eine Argumentation für die kleinen Kennwerte bei longitudinaler Belastungsrichtung sind daher nur bedingt möglich. Stellt man die Ergebnisse aus Tabelle 4.1 graphisch dar (s. Abb. 4.6), so wird ersichtlich, dass mit Ausnahme der Messwerte von ν_{rt} bei steigender Feuchtigkeit die Querkontraktionszahlen leicht zurückgehen. Die stärkste relative Feuchteabhängigkeit ergibt sich bei longitudinaler Querkontraktionsrichtung. Aufgrund der bereits diskutierten Schwierigkeiten und der geringen

Tab. 4.1: Im Druckversuch bestimmte feuchteabhängige Querkontraktionszahlen für Rotbuchenholz

Last- richtung	Proben- anzahl n [-]	Holz- feuchte ω [%]	Dichte ρ [$\frac{kg}{m^3}$]	Querkontraktions- zahl			Variations- koeffizient Var [%]
				ν_{r*} [-]	ν_{l*} [-]	ν_{t*} [-]	
R*	6/20	8.7/8.7	747/735	-	0.093	0.645	18.9/5.1
	6/20	12.7/12.9	731/718	-	0.067	0.635	44.4/6.3
	9/20	15.9/16.4	724/727	-	0.063	0.636	59.7/3.9
	8/20	18.5/18.6	717/720	-	0.047	0.630	42.3/2.8
L*	21/21	8.7/8.7	700/700	0.314	-	0.255	26.0/25.5
	20/20	12.3/12.3	731/731	0.267	-	0.235	23.9/26.3
	20/19	15.9/15.8	711/710	0.237	-	0.180	26.8/31.2
	19/15	17.9/17.9	690/683	0.236	-	0.181	35.1/44.9
T*	21/9	8.7/8.7	622/618	0.294	0.101	-	16.3/40.4
	24/10	12.1/12.2	621/615	0.266	0.089	-	20.3/38.1
	21/10	16.3/15.6	626/626	0.274	0.064	-	9.4/49.4
	21/10	17.4/17.2	623/619	0.284	0.062	-	8.3/35.7

Tab. 4.2: Querkontraktionszahlen für Buchenholz

Quelle	Dichte ρ [$\frac{kg}{m^3}$]	Holz- feuchte ω [%]	Querkontraktionszahlen					
			ν_{tr} [-]	ν_{tl} [-]	ν_{rl} [-]	ν_{rt} [-]	ν_{lr} [-]	ν_{lt} [-]
			eigene Messungen	691	12.5	0.64	0.24	0.27
STAMER und SIEGLERSCHMIDT (1933)	745	10.5	0.75	0.51	0.45	0.36	0.07	0.04
GRIMSEL (1999)	720	-	0.68	-	-	0.25	-	-
WOMMELSDORF (1966)	-	8.2	0.65	0.48	0.37	0.33	0.06	0.03
NEUMANN (1998)	-	12	0.77	-	-	0.29	-	-
BUCUR und ARCHER (1984) (0.5 MHz)	674	-	0.58	0.07	1.11	0.34	0.17	0.79
BUCUR und ARCHER (1984) (1 MHz)	674	-	0.26	0.10	1.24	0.15	0.25	0.90
BODIG und JAYNE (1993) (Laubholz)	-	12	0.67	0.50	0.37	0.33	0.04	0.03

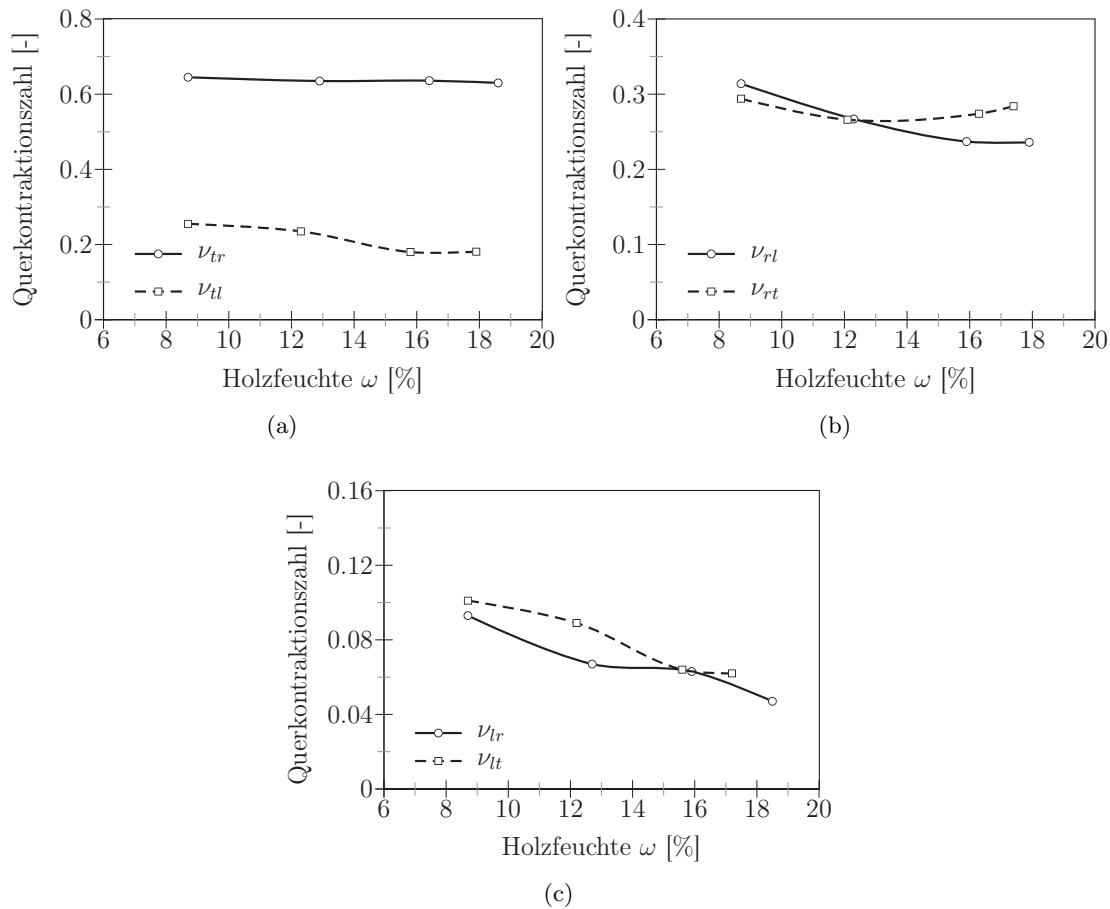


Abb. 4.6: Im Druckversuch ermittelte feuchteabhängige Querkontraktionszahlen von Buchenholz. (a) tangentielle, (b) radiale und (c) longitudinale Querdehnungsrichtung.

Datenbasis bei diesen Messungen kann jedoch von feuchteunabhängigen bzw. sehr gering durch Feuchteänderung beeinflussten Querkontraktionszahlen gesprochen werden.

4.1.3 Bestimmung der Elastizitätsmoduln

Für eine rein elastische Belastung parallel zu einer Hauptachse eines orthogonal isotropen Materials stellt der entsprechende Elastizitätsmodul E das Verhältnis aus auftretender Spannung σ und resultierender Dehnung ε dar. Bei den durchgeführten Druckversuchen

repräsentiert E damit den Anstieg im Spannungs-Dehnungs-Diagramm und kann über Gleichung (4.1)

$$E_i = \frac{\Delta\sigma_i}{\Delta\varepsilon_i} = \frac{\sigma_i^2 - \sigma_i^1}{\varepsilon_i^2 - \varepsilon_i^1}, \quad i \in R, L, T \quad (4.1)$$

aus den Messdaten identifiziert werden. Abhängig von der Holzfeuchte ω sind die bestimmten Kenngrößen in Tabelle 4.3 aufgeführt. Je nach Messrichtung wurden die Grenzen σ_i^1

Tab. 4.3: Feuchteabhängige Elastizitätsmoduln für Rotbuchenholz bestimmt im Druckversuch

Richtung	Probenanzahl $n[-]$	Holzfeuchte $\omega[\%]$ ($Var[\%]$)	Dichte $\rho [\frac{kg}{m^3}]$ ($Var[\%]$)	Elastizitätsmodul $E[MPa]$	Variationskoeffizient $Var[\%]$
R	14	8.7 (1.0)	724 (4.2)	1992	10.2
	17	12.9 (4.0)	713 (3.0)	1897	11.3
	17	16.4 (8.0)	726 (4.0)	1570	8.9
	18	18.6 (2.0)	717 (3.9)	1426	7.4
L	18	8.7 (1.2)	705 (6.6)	14419	12.2
	17	12.3 (7.6)	740 (7.0)	13905	11.2
	15	15.9 (3.1)	716 (5.8)	13157	9.8
	16	17.9 (2.5)	707 (6.0)	11584	15.5
T	21	8.7 (6.8)	621 (1.9)	679	10.8
	23	12.1 (6.8)	621 (1.9)	606	8.3
	21	16.3 (6.6)	626 (1.6)	505	7.1
	20	17.4 (5.7)	622 (1.5)	475	7.7

und σ_i^2 unterschiedlich gewählt. E_L wurde im Spannungsbereich von 5...15 MPa sowie E_R von 1...3 MPa und E_T im Bereich von 0.5...1.5 MPa ermittelt, um einen möglichst grossen, aber zwingend elastischen Bereich im Spannungs-Dehnungs-Diagramm zu gewährleisten.

Die unterschiedlichen Probenanzahlen in Tabelle 4.3 sind durch variierende Prüfkörpergrundanzahlen n_0 , aber auch durch die Selektierung von Einzelmessungen mittels eines Ausreissertests nach DIN V 65352 (1987) auf einem Signifikanzniveau von $\alpha = 5\%$ begründet. Die dennoch hohe Anzahl von $n \geq 14$ Proben pro Messserie spiegelt sich in den niedrigen Variationskoeffizienten der Feuchte- und Steifigkeitsmessdaten wider.

Verglichen mit Literaturwerten (s. Tab. 4.4) liegen die im Standardklima ermittelten Kenngrößen in der gleichen Größenordnung, wobei sich die Werte für den tangentialen Elastizitätsmodul im durchgeführten Druckversuch am unteren Ende der Literaturdaten wiederfinden, was u.a. mit der geringen Dichte der Bohlen, aus denen die Prüfkörper mit der tangentialen Jahrringneigung hergestellt wurden, zusammenhängt. Allerdings sind die

Tab. 4.4: Elastizitätsmoduln für Rotbuchenholz

Quelle	Dichte ρ [$\frac{kg}{m^3}$]	Holz- feuchte ω [%]	Elastizitätsmodul		
			E_L [MPa]	E_R [MPa]	E_T [MPa]
eigene Messungen	691	12.5	13905	1897	606
STAMER und SIEGLERSCHMIDT (1933)	745	10.5	14000	2285	1160
WOMMELSDORF (1966)	-	8.2	11099	2066	1072
NEUMANN (1998)	-	12	-	1101	581
BUCUR und ARCHER (1984) (0.5 MHz)	674	-	9563	1486	882
BUCUR und ARCHER (1984) (1 MHz)	674	-	9160	1851	1037
POŽGAJ et al. (1993)	684 ¹	10-12	16750	1588	613
HEARMON und BARKAS (1941)	750	12	11900	1700	1090

Holzfeuchten in der Literatur meist etwas niedriger, was ebenfalls zu höheren Kennwerten führt. In STAMER und SIEGLERSCHMIDT (1933) wird zusätzlich eine sehr hohe und in WOMMELSDORF (1966) leider gar keine Dichte angegeben. Weiterhin kann aufgrund fehlender Angaben nicht garantiert werden, dass in BUCUR und ARCHER (1984) sowie HEARMON und BARKAS (1941) Rotbuche (*Fagus sylvatica* L.) verwendet wurde. Einen weiteren Einfluss kann der Unterschied zum in BUCUR und ARCHER (1984) verwendeten dynamischen Messverfahren haben. Die angegebenen Werte unterscheiden sich vor allem in longitudinaler Richtung stark von den anderen Literaturwerten, wobei anzumerken ist, dass dynamische Messverfahren im allgemeinen höhere Messwerte liefern (vgl. BUCUR, 1995; KEUNECKE et al., 2007).

Alle drei anatomischen Richtungen zeigen eine Abnahme der Elastizitätsmoduln mit zunehmender Feuchte (s. Abb. 4.7). Dabei ist die häufig beschriebene Linearität besonders in radialer und tangentialer Richtung zu beobachten.

¹Darrdichte

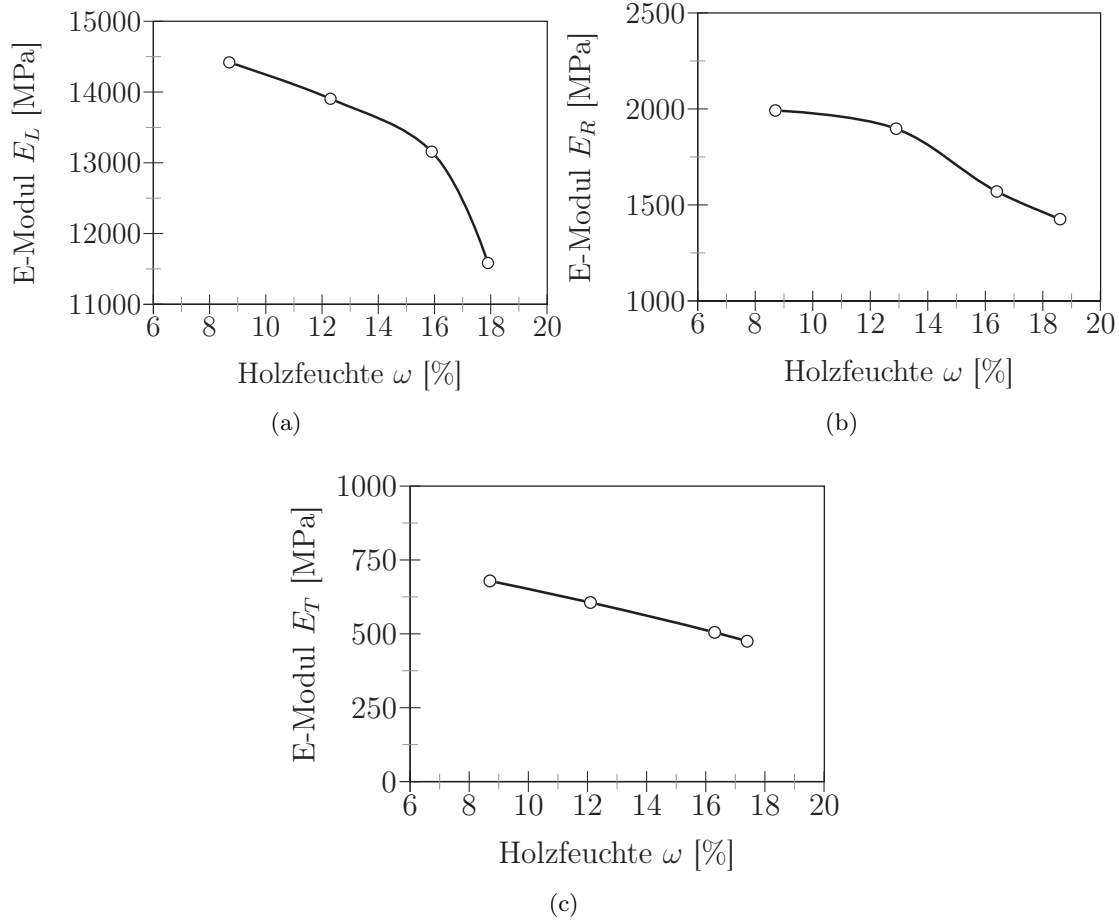


Abb. 4.7: Im Druckversuch ermittelte feuchteabhängige Elastizitätsmoduln von Buchenholz für (a) in longitudinaler, (b) in radialer und (c) in tangentialer Richtung.

4.2 Identifikation von Schubmoduln aus Ultraschallmessungen

Analog zu den Elastizitätsmoduln, der bei rein elastischer Beanspruchung im orthotropen Material die Längsspannungen mit den Längsdehnungen verknüpfen, bilden der Gleit- bzw. Schubmoduln nach dem Hooke'schen Gesetz (Gl. (2.23)) das Verhältnis aus den jeweiligen Schubspannungen und Schubverzerrungen.

Die Ermittlung der Schubmoduln kann auf verschiedene Arten erfolgen: Experimente mit statischen Torsionsversuchen führten beispielsweise STAMER und SIEGLERSCHMIDT (1933), NEUMANN (1998) und GRIMSEL (1999) durch. HEARMON und BARKAS (1941) hingegen errechneten die Gleitmoduln über die Schwingungsdauer von Torsionspendeln. Weitere Versuchsmethoden sind z.B. der Iosipescu-Test (IOSIPESCU, 1967), welcher von

DUMAIL et al. (2000, *Picea abies* (L.) Karst.) oder XAVIER et al. (2004, *Pinus pinaster* Ait.) benutzt wurde sowie der Schubrahmenversuch (NEUMANN, 1998) bzw. der Arcan Test (ARCAN et al., 1978). Letztgenannter wird heutzutage sehr häufig eingesetzt. Versuchsergebnisse findet man beispielsweise für Seekiefer (*Pinus pinaster* Ait.) in XAVIER et al. (2009) oder für Fichte (*Picea abies* (L.) Karst.) in DAHL und MALO (2009a,b). In Zusammenhang mit der Festigkeitsbestimmung des jeweiligen Materials wurde ein weiteres statisches Verfahren von SRETENOVIC et al. (2004) vorgestellt, welches sich zur Bestimmung der Schubmoduln eignet.

Neben den angesprochenen statischen Verfahren kann zur Identifikation von Schubmoduln auch Ultraschallmesstechnik verwendet werden. Ausführliche Untersuchungen mit Ultraschallwellen wurden u. a. von BUCUR und ARCHER (1984) durchgeführt. Ultraschallmessungen haben den Vorteil, dass kleinere Prüfkörper mit orthogonalen Jahrringverläufen und einer mobilen Einsatzfähigkeit verwendet werden können, was die feuchteabhängige Kenngrößenbestimmung stark vereinfacht. Da die mit dynamischen Verfahren ermittelten Schubmoduldaten denen aus dem statischen Versuch entsprechen, wurde hier ein Ultraschallmessverfahren verwendet. Im Folgenden werden die verwendete Methode und die erhaltenen Ergebnisse näher erläutert.

Material und Methoden

Die Ultraschalluntersuchungen wurden mit einem EPOCH XT Ultraschallprüfgerät der Firma Panametrics durchgeführt (s. Abb. 4.8). Zur Bestimmung von Schubmoduln wurden Scherwellen bzw. Transversalwellen im Durchschallungsmodus verwendet. Die zugehörigen Messsensoren (STAVELEY, S-0104), welche gleichzeitig als Sender und Empfänger genutzt werden können, arbeiten mit einer Frequenz von 1 MHz. Das Probenmaterial war wie in Kapitel 4.1.1 Rotbuche (*Fagus sylvatica* L.), die Probekörper waren jedoch Würfel mit vier unterschiedlichen Kantenlängen mit orthogonalen Materialhauptrichtungen parallel der Würfelkanten. Für jede Feuchtestufe wurden 40 Probekörper als Prüfkörper und weitere 40 Probekörper als Zwillingsproben für die Bestimmung der Holzfeuchte ω in den entsprechenden Klimaräumen bis zum Erreichen der Ausgleichsfeuchte gelagert. Dies war notwendig, da die gravimetrische Bestimmung des Feuchtegehaltes nach der Benutzung von Koppelmittel und dessen Aufnahme durch die Prüfkörper während der Prüfungen nicht mehr möglich war. Vor der Messung wurde zur Gewährleistung eines optimalen Kontaktes zwischen Sensor und Probe Koppelmittel (Ultragel II) auf die Prüfkörper aufgetragen. Mit Hilfe eines variablen Schlittens (s. Abb. 4.8), an welchem die Sensoreinspannungen befestigt waren, konnten die Proben mit einem konstanten Anpressdruck zwischen Sender und



Abb. 4.8: Ultraschallprüfgerät EPOCH XT mit Sensoreinspannvorrichtung und Würfelprouben der Ultraschalluntersuchungen.

Empfänger befestigt werden. Die 40 Probekörper gliederten sich dabei in vier Gruppen à zehn Würfel mit einer Kantenlänge von 8, 10, 12 bzw. 14 mm, von denen die Schalllaufzeiten in den entsprechenden Richtungen bestimmt wurden (s. Abb. 4.9). Durch die Bestimmung der Laufzeiten bei unterschiedlichen Probendicken war es möglich, unabhängig von der bei Ultraschallmessungen auftretenden Vorlaufzeit t_0 , die Schallgeschwindigkeit direkt mittels linearer Regression (s. Abb. 4.9) aus den erhaltenen Messdaten zu bestimmen. Diese recht aufwendige Variante mit mehreren Prüfkörperdicken wurde verwendet, da Vorversuche Schwierigkeiten hinsichtlich der Bestimmung der Vorlaufzeiten und ihrer Verwendung für alle drei anatomischen Richtungen beim Werkstoff Holz aufzeigten. Weiterhin wurden nicht nur drei, sondern alle sechs möglichen Kombination der Durchschallung mit Transversalwellen gemessen, die korrespondierenden Richtungen verglichen, gemittelt und ausgewertet, um die natürliche Redundanz auszunutzen und die gesamte Variabilität abzubilden. Die Abweichungen zwischen den korrespondierenden Richtungen (z.B. LR und RL) fielen gering aus. Die maximale Abweichung der Schallgeschwindigkeit über alle Klimastufen lag in der LR/RL Richtung bei 12.5%, in der LT/TL Richtung bei 4.1% und in der RT/TR Richtung bei 12.7%. Mit den gemittelten Schallgeschwindigkeiten konnten anhand der Gleichungen (2.45) und (2.46) die jeweiligen Schubmoduln berechnet werden.

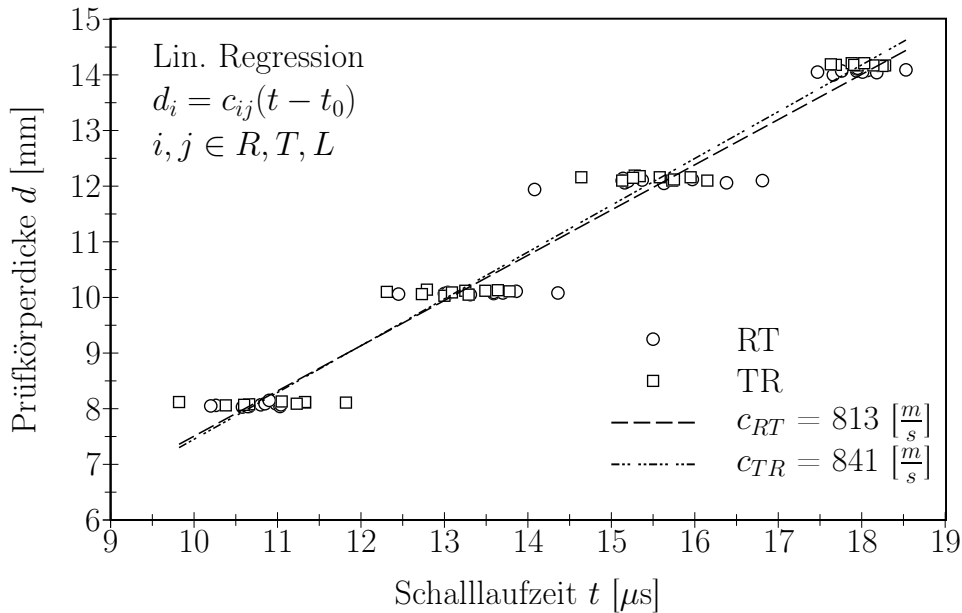


Abb. 4.9: Bestimmung der Schallgeschwindigkeit durch lineare Regression der Messdaten, ermittelt mit unterschiedlichen Prüfkörperdicken (Abbildung mit beiden Messrichtungsvarianten in der R-T-Ebene für eine Holzfeuchte von $\omega = 11.9\%$).

Ergebnisse der Ultraschallmessungen

Die feuchteabhängigen und richtungsgemittelten Ergebnisse für die drei Schubmoduln sind in Tabelle 4.5 zusammengetragen und in Abbildung 4.10 dargestellt. Neben den geringen Variationskoeffizienten der Holzfeuchte ω und der Dichte ρ bei den einzelnen Feuchtestufen fällt der hohe Korrelationskoeffizient der einzelnen Kenngrößen auf, der die Reproduzierbarkeit der Versuche widerspiegelt. Weiterhin ist die erwartete Verminderung der Gleitmoduln bei steigender Holzfeuchte in allen drei Hauptebenen gut erkennbar. Sie unterscheiden sich dabei in den einzelnen Richtungen LR:LT:RT im Verhältnis von ca. 3:2:1. Die Verringerung der Schubmoduln bei Erhöhung der Holzfeuchtigkeit ω von ca. 8% auf 19% liegt im Mittel zwischen 15...40%. Literaturangaben (s. Tab. 4.6) zu Schubmoduln von Rotbuchenholz sind selten und feuchteabhängige Schubmoduln konnten nur in NEUMANN (1998) für 18% Holzfeuchte in LR- und LT-Richtung gefunden werden. Vergleicht man jedoch die vorhandenen Daten bei einer Holzfeuchte von $\omega = 12\%$, liegen die gemessenen Werte in der Größenordnung von den in der Literatur angegebenen, wobei BUCUR und ARCHER (1984) sowie HEARMON und BARKAS (1941), wie in Abschnitt 4.1.3 bereits erwähnt, nur von Buche sprechen und keine genaueren Angaben zur Holzart machen. Die

Tab. 4.5: Mit Transversalwellen bestimmte feuchteabhängige Schubmoduln für Rotbuchenholz

	Holzfeuchte	Dichte	LR/RL		LT/TL		RT/TR	
	ω [%]	ρ [$\frac{kg}{m^3}$]	G [$\frac{N}{mm^2}$]	r^2 [-]	G [$\frac{N}{mm^2}$]	r^2 [-]	G [$\frac{N}{mm^2}$]	r^2 [-]
$n = 40$								
\bar{x}	8.2	709	1358	0.990	973	0.980	550	0.980
Var [%]	9.2	4.2						
\bar{x}	11.9	711	1283	0.981	855	0.974	486	0.972
Var [%]	13.8	4.6						
\bar{x}	15.8	709	1278	0.981	833	0.967	406	0.945
Var [%]	2.6	4.1						
\bar{x}	18.7	708	1176	0.991	771	0.961	400	0.950
Var [%]	3.0	4.2						

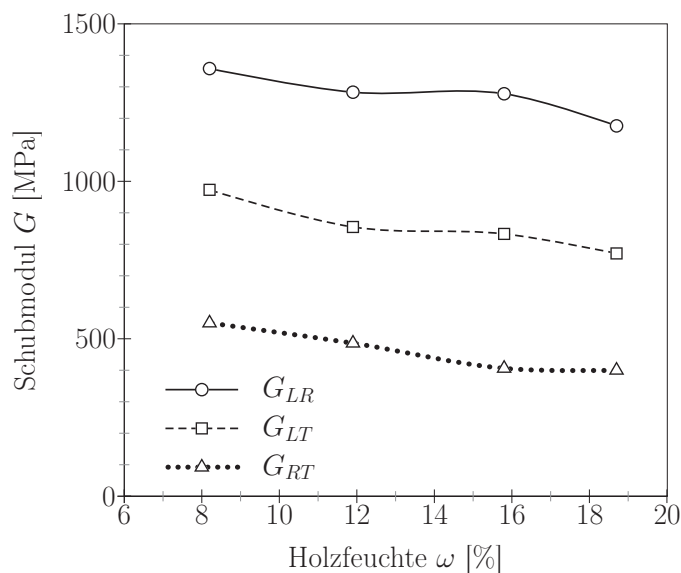


Abb. 4.10: Feuchteabhängige Schubmoduln von Rotbuchenholz.

Werte von HÖRIG (1935) hingegen stammen von den Verdrillungsversuchen von STAMER und SIEGLERSCHMIDT (1933) und sind leider nur auf einen Probekörper pro Kennzahl zurückzuführen.

4.3 Zusammenfassung und Diskussion

Die elastischen Kenngrößen sind sehr wichtige, wenn nicht die wichtigsten Kenngrößen für eine Materialbeschreibung, da die Elastizität fast in allen mechanischen Materialmodellen berücksichtigt wird. Beim Werkstoff Holz sind diese elastischen Kennwerte jedoch stark abhängig von der Holzfeuchtigkeit. Für ein Holzmaterialmodell ist es daher notwendig, diese Feuchteabhängigkeit entweder zu approximieren oder zu ermitteln.

Zur Charakterisierung des orthotropen und feuchteabhängigen Materials Rotbuche wurden daher neun unabhängige elastische Kenngrößen für vier unterschiedliche Feuchtestufen bestimmt. Damit wird der erste vollständige, feuchteabhängige Parametersatz für Rotbuchenholz bereitgestellt. Dabei liegen die ermittelten Kenngrößen in den Vergleichen mit vorhandenen Literaturwerten auf ähnlichen Niveaus, auch wenn die Dichte, die Feuchte oder das Messverfahren nicht immer identisch sind.

Im Folgenden werden die erhaltenen Kenngrößen zusammengefasst, zum besseren Verständnis visualisiert und zugrundeliegende Annahmen für orthotropes Materialverhalten diskutiert.

4.3.1 Feuchteabhängige Nachgiebigkeiten

In der Holzphysik ist es üblich, neben den im Ingenieurwesen verwendeten Kenngrößen der Elastizitätsmoduln E , der Schubmoduln G und der Poissonzahlen ν , zur Beschreibung orthotroper Elastizität die Komponenten des Nachgiebigkeitstensors $\underline{\underline{\mathbf{S}}}$ bzw. der Nachgiebigkeitsmatrix \mathbf{S} (s. Kap. 2.4.1), welche Elastizitätszahlen genannt werden, anzugeben. Dabei werden die Komponenten s_{ii} mit $i = 1, 2, 3$ als Dehnungszahlen, die s_{ii} mit $i = 4, 5, 6$

Tab. 4.6: Schubmoduln von Rotbuchenholz

Quelle	Dichte Holzfeuchte		Schubmodul in [MPa]		
	ϱ [$\frac{kg}{m^3}$]	ω [%]	$G_{LR/RL}$	$G_{LT/TL}$	$G_{RT/TR}$
eigene Messungen	711	11.9	1283	855	486
BUCUR und ARCHER (1984) (0.5 MHz)	674	-	1243	862	353
BUCUR und ARCHER (1984) (1 MHz)	674	-	1396	978	356
NEUMANN (1998) (Schubrahmenversuch)	-	12	748	715	-
	-	18	628	603	-
NEUMANN (1998) (Torsionsversuch)	-	12	1111	774	219
HEARMON und BARKAS (1941)	750	12	975	762	366
HÖRIG (1935)	750	12	1640	1080	470

als Gleitzahlen und die s_{ik} mit $i, k = 1, 2, 3$ und $i \neq k$ als Querdehnzahlen oder Querdehnungskonstanten (vgl. KEYLWERTH (1951)) bezeichnet. Anhand der Daten aus den Tabellen 4.1, 4.3 und 4.5 ergeben sich unter Verwendung der Gleichungen (2.28) und (2.29) die zusammengefassten feuchteabhängigen Elastizitätszahlen für Buchenholz (s. Tab. 4.7). Die Dehn- und Querdehnzahlen wurden dabei unter statischer Druckbeanspruchung und die Gleitzahlen unter Verwendung von transversalen Ultraschallwellen ermittelt. Unterschiede in der Holzfeuchtigkeit der jeweiligen Einzelmessungen wurden zur Klassifizierung einer Mittelung unterzogen.

Zur Wahrung des Tensorcharakters des Nachgiebigkeitstensors muss dieser für eine Koordinatentransformation positiv definit ($\det \underline{\underline{\mathbf{S}}} > 0$) sein. Weiterhin muss $\underline{\underline{\mathbf{S}}}$ der Kompressibilitätsbedingung

$$s_{11} + s_{22} + s_{33} + 2(s_{12} + s_{13} + s_{23}) > 0 \quad (4.2)$$

genügen. Beide Eigenschaften sind für die vier Feuchtestufen erfüllt.

Tab. 4.7: Feuchteabhängige Elastizitätszahlen von Rotbuchenholz

	Elastizitätszahlen [$\times 10^{-12} Pa^{-1}$]			
	$\bar{\omega} = 8.6[\%]$	$\bar{\omega} = 12.3[\%]$	$\bar{\omega} = 16.1[\%]$	$\bar{\omega} = 18.2[\%]$
s_{11}	69.4	71.9	76.0	86.3
s_{22}	502.0	527.1	636.9	701.3
s_{33}	1472.8	1650.2	1980.2	2105.3
s_{44}	736.4	779.4	782.5	850.3
s_{55}	1027.7	1169.6	1200.5	1297.0
s_{66}	1818.2	2057.6	2463.1	2500.0
$-s_{12}$	46.7	35.3	40.1	33.0
$-s_{13}$	148.7	146.9	126.7	130.5
$-s_{23}$	433.0	438.9	542.6	597.9
$-s_{21}$	21.8	19.2	18.0	20.4
$-s_{31}$	17.7	16.9	13.7	15.6
$-s_{32}$	323.8	334.7	405.1	441.8

4.3.2 Symmetrie

Wie bereits in Kapitel 2.4.1 beschrieben, wird bei der Materialbeschreibung von Holz üblicherweise die Symmetrie paarweise zugeordneter Schubspannungen angenommen (vgl.

SCHMIDT, 2009). Wie beispielsweise in NEUHAUS (1981) oder BODIG und JAYNE (1993) erwähnt, können diese Symmetrieeigenschaften bei Versuchsergebnissen jedoch teilweise stark abweichen. Vergleicht man die jeweiligen Nachgiebigkeiten aus Tabelle 4.7 miteinander, fallen in der RT-Ebene Unterschiede bis ca. 35% auf, welche sich in der Literatur auf ähnlichem Niveau bewegen (vgl. KEUNECKE et al., 2008; BODIG und JAYNE, 1993). Betrachtet man die Komponenten, welche die Faserlängsrichtung (longitudinal) als Belastungs- oder Messrichtung beinhalten, werden jedoch in der LR-Ebene mehr als verdoppelte Werte und in der LT-Ebene teilweise fast verzehnfachte Kenngrößen beobachtet. Dabei spielt zum einen der Einfluss von Messgrößen mit sehr geringem Absolutwert eine Rolle, welche bei der Bestimmung der Querkontraktionen auftreten und mit einer überdurchschnittlichen Messunsicherheit behaftet sind. Verstärkend wirkt hier zum einen die Tatsache, dass lediglich an der Oberfläche und nur an jeweils einer Seite der Probekörper die Querkontraktion bestimmt wurde und keine integralen Messdaten ermittelt werden konnten.

Zum anderen ist die Annahme der orthotropen Elastizität nach wie vor eine Vereinfachung, welche für biologische Materialien bzw. im mikroskopischen Bereich stark heterogene Materialien nicht vollständig zutrifft. Sie ist jedoch aufgrund der grossen Reduktion des Messaufwandes bei der Bestimmung der Materialverhalten und der Verringerung des Rechenaufwandes bei numerischen Modellen im Gegensatz zu einem vergleichsweise geringen Güteverlust der Approximationen eingeführt worden. Der geringe Güteverlust erklärt sich meist mit der geringen Sensitivität der betreffenden Komponenten in der Nachgiebigkeitsmatrix auf eine Vielzahl von anwendungsspezifischen Zielfunktionen. Daher ist trotz der teilweise verlorenen Symmetrie eine orthotrope Materialbeschreibung aus ökonomischen und wissenschaftlichen Gründen vertretbar. Bei der Symmetrisierung werden die Daten jedoch nicht einfach gemittelt, sondern meistens die Nachgiebigkeiten verwendet, welche aus den Messungen der Querkontraktion mit longitudinaler Belastungsrichtung resultieren, um den Einfluss kleiner Absolutwerte zu minimieren.

4.3.3 Visualisierung durch Deformationskörper

Zum besseren Verständnis der Materialcharakteristik gibt es die Möglichkeit, die orthotropen Eigenschaften mit Hilfe von so genannten „Deformationskörpern“ zu beschreiben bzw. zu visualisieren. Dazu werden die erhaltenen Messergebnisse einer Tensortransformation unterzogen, welche in Abschnitt 2.4.2 näher erläutert ist. Die Resultate können in Polardiagrammen (s. Abb. 4.11) in den entsprechenden Hauptebenen dargestellt werden. Die Funktionen entsprechen in Abbildung 4.11 dem Mass für die Deformation durch eine

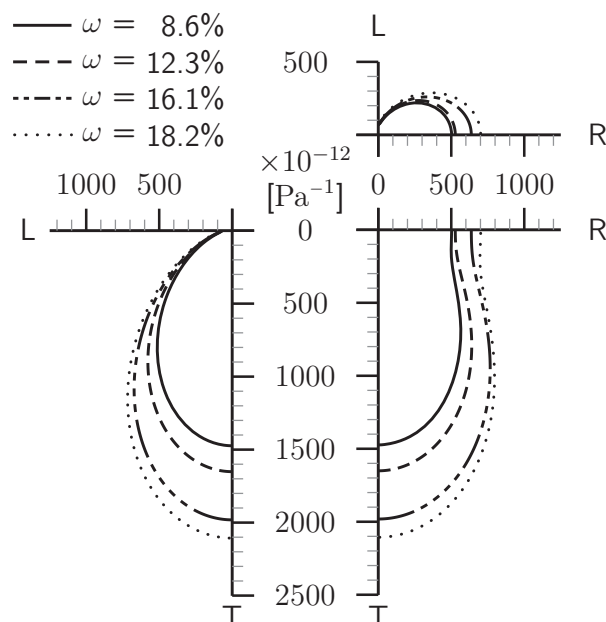


Abb. 4.11: Nachgiebigkeit von Rotbuchenholz unter Druckbelastung in Abhängigkeit von der Belastungsrichtung und der Holzfeuchte im Polardiagramm in den drei anatomischen Hauptebenen.

normierte Druckbelastung. Durch die Ermittlung der Nachgiebigkeiten bei unterschiedlichen Raumluftheuchten ist der Holzfeuchteeinfluss auf das orthotrope Materialverhalten der Rotbuche in den Hauptebenen sehr gut zu erkennen. Alle Ebenen zeigen einen klaren Anstieg der Deformation mit zunehmender Holzfeuchte. Zusätzlich ist es dadurch möglich, einen Eindruck vom elastischen Verhalten bei Belastung abseits der Materialhauptachsen zu gewinnen. Weiter vereinfacht wird das durch eine vollständig dreidimensionale Abbildung (s. Abb. 4.12) der Nachgiebigkeiten. Sehr gut zu erkennen sind dabei die unterschiedlichen Steifigkeiten in den Hauptrichtungen und deren Relation zueinander. Dabei können jedoch nicht nur die Materialhauptachsen sondern auch Kennwerte mit beliebigem Richtungsvektor im orthotropen System abgelesen werden. Weiterhin ist die Auswirkung der vier untersuchten Feuchtigkeitsstufen dargestellt. Die innerste geschlossene Funktion stellt dabei die Messdaten bei $\omega = 8.6\%$ Holzfeuchte und der geringsten Nachgiebigkeit sowie die drei aufgeschnittenen Funktionen jeweils die ansteigenden Feuchtegehalte von $\omega = 12.3\%$, 16.1% und 18.2% Holzfeuchte dar.

Für Torsionsbeanspruchung und Querdehnung existieren ebenfalls „Deformationskörper“. Die den Messdaten für Rotbuche entsprechenden Funktionen für Torsionsbeanspruchung

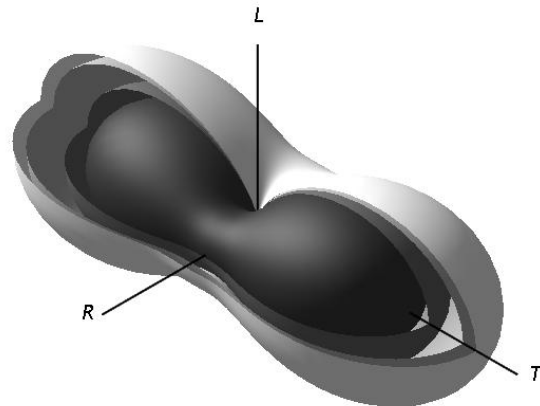


Abb. 4.12: Nachgiebigkeit von Rotbuchenholz unter Druckbelastung in Abhängigkeit von der Belastungsrichtung und der Holzfeuchte in dreidimensionaler Darstellung.

sind in Abbildung 4.13a und 4.13b dargestellt. Diese ergeben sich mit der Beziehung $(s'_{44} + s'_{66})/2$ aus den transformierten Nachgiebigkeitskomponenten. Diese ergeben sich

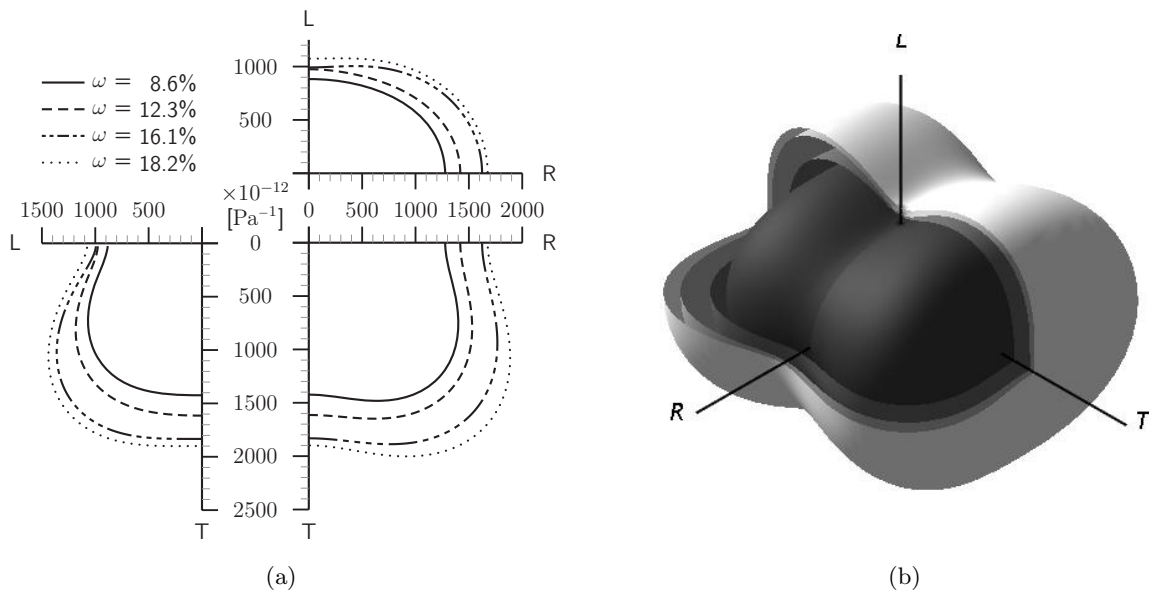


Abb. 4.13: Nachgiebigkeit von Rotbuchenholz unter Torsionsbelastung in Abhängigkeit von der Belastungsrichtung und der Holzfeuchte; (a) in den drei anatomischen Hauptebenen im Polardiagramm und (b) in dreidimensionaler Darstellung.

mit der Beziehung $(s'_{44} + s'_{66})/2$ aus den transformierten Nachgiebigkeitskomponenten. Die Interpretation ist die Gleiche wie bei Druckbeanspruchung. Die Darstellung der transformierten Querdehnungen ist jedoch eine Funktion aller drei Eulerwinkel und daher nicht ohne Weiteres vollständig dreidimensional abbildbar, weshalb an dieser Stelle auf deren Darstellung verzichtet wird.

5 Charakterisierung des viskoelastischen Materialverhaltens

Wie bereits in Kapitel 2.5 erwähnt, beschreibt die Viskoelastizität ein zeitabhängiges und vollständig reversibles Materialverhalten. Im Weiteren wird die Viskoelastizität mit Kriechen bzw. Kriechverhalten bezeichnet, was dem Typ der durchgeführten Versuche geschuldet ist, bei idealer Viskoelastizität jedoch nach Gleichung (2.60) in ein Relaxationsverhalten überführt werden kann.

Im folgenden Kapitel werden die Untersuchungen zur Gewinnung von viskoelastischen Kenngrößen für Rotbuchenholz vorgestellt. Aufgrund des grossen Zeitaufwandes von Kriechversuchen und der vielfältigen Einflussgrößen auf das Kriechverhalten wurde auf die Lastabhängigkeit, den Feuchteinfluss sowie das Verhalten bei Änderung der Umgebungsfeuchte fokussiert. Dabei sind feuchteabhängige Kriechversuche besonders im Biegekriechversuch ökonomisch durchzuführen, weshalb aufgrund der orthotropen Eigenschaften des Buchenholzes nur das longitudinale Materialverhalten berücksichtigt werden konnte. Die so ermittelten Basisdaten in Faserrichtung bilden jedoch die Grundlage für die Abhängigkeiten von Belastung und Klima für das gesamte viskose Materialverhalten in der Berechnungsroutine und sind in Abschnitt 2.7 erklärt.

5.1 Material und Methoden

Die Hauptanforderung an die Kriechprüfeinrichtung bestand in der Eignung für den Einsatz in klimatisierbarer Umgebung, weshalb ein Biegekriechprüfstand für die Verwendung in der Klimakammer weiterentwickelt wurde. Der Vierpunktbiegeprüfstand (s. Abb. 5.1) konnte acht Probekörper aufnehmen und mit unterschiedlichen Lasten bestückt werden. Der Abstand zwischen den Auflagern betrug dabei 200 mm, wobei die beiden Lastpunkte, jeweils 30 mm vom Mittelpunkt entfernt, symmetrisch angeordnet waren. Zur Verringerung der Reibungseinflüsse an den Auflagern wurden zusätzlich Teflonbuchsen als Radiallager verwendet. Der Prüfstand verfügte über acht entsprechende Wegaufnehmer der Firma Almemo, welche die Verformung im Deformationsmaximum der Prüfkörper mit einer

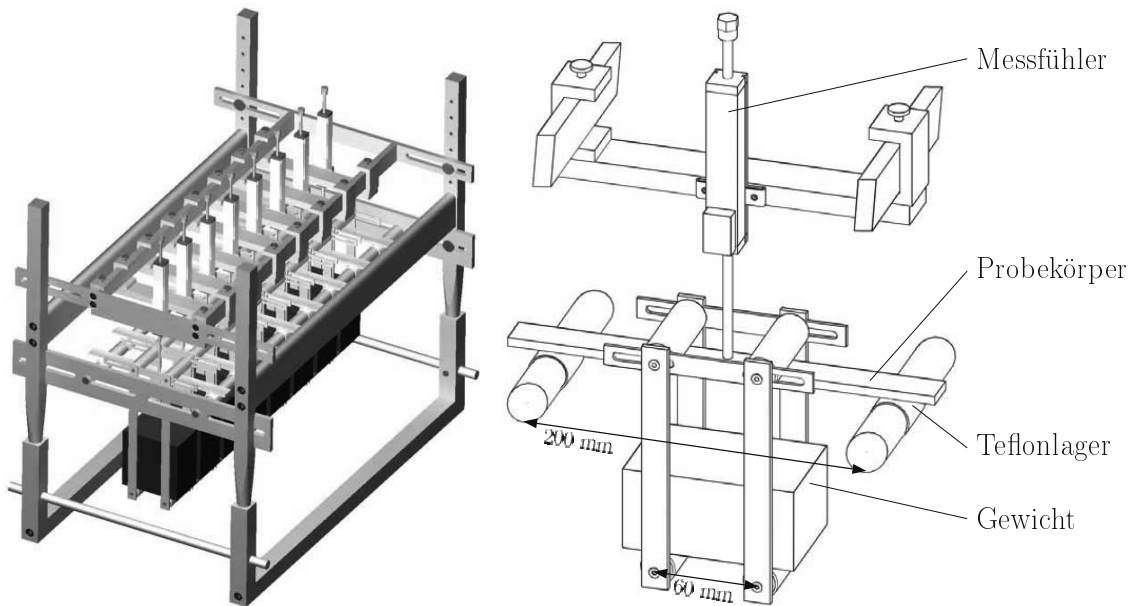


Abb. 5.1: Prüfeinrichtung für Biegekriechversuche. Links) Gesamtprüfstand für 8 Probekörper und rechts) Detailansicht (Ausschnitt) für einen Probekörper.

Abtastrate von 0.1 Hz erfassten. Weiterhin wurden mit einem gekoppelten Temperatur-/Feuchtemessfühler die aktuellen Klimadaten gemessen. Über die Verbindung zum Messverstärker, welcher sich ausserhalb der Klimakammer befand, konnten die Daten über eine Ethernetverbindung direkt zum Messrechner weitergeleitet werden.

Ähnlich zu Kapitel 4 wurden die viskoelastischen Kenngrössen an fehlerfreiem Rotbuchenholz (*Fagus sylvatica* L.) aus der Umgebung von Zürich ermittelt. Als Probekörper wurden schlanke Quader mit den Abmessungen 250 mm × 20 mm × 5 mm (longitudinal - radial - tangential) gewählt. Dabei wurde auf eine orthogonale Ausrichtung der Jahrringlagen mit einer Mindestanzahl von $n \geq 6$ Jahrringen in radialer Richtung geachtet, um die Reproduzierbarkeit in der Querschnittsebene (RT-Ebene) zu gewährleisten.

Die Belastung erfolgte mit einem flachen handelsüblichen Wagenheber, um eine kontinuierliche und gleichzeitige Belastung aller acht Probekörper sicherzustellen. Dazu wurden die Lastenaufnahmen gleichzeitig angehoben, mit den entsprechenden Massen bestückt und für den Belastungsvorgang wieder abgesenkt.

Bei ersten Vorversuchen konnte, aufgrund der relativ leichten, transportablen Bauweise, eine Durchbiegung der Versuchseinrichtung beobachtet werden, welche trotz weiteren Aussteifens der Prüfeinrichtung kompensiert werden musste. Dazu wurde die Eigendurchbie-

gung der Prüfeinrichtung unter den entsprechenden Bedingungen ermittelt und von den erhaltenen Rohdaten subtrahiert. Die Eigendurchbiegung wurde durch Belastung unter Verwendung von Aluminiumproben mit anschliessender Rückrechnung der gut ermittelbaren Aluminiumprobendurchbiegung bestimmt.

Bei der Ermittlung von zeitabhängigen Kenngrössen stellt sich die Frage nach der entsprechenden Messzeit bzw. Messdauer. Je länger die Messzeit, desto aussagekräftiger sind die Ergebnisse. Gleichzeitig verringert sich die Anzahl möglicher Messungen durch lange Messzeiten. Ziel ist es, mit möglichst geringem zeitlichen Aufwand ein hohes Mass an Information über das zeitliche Verhalten zu erlangen, weshalb nach Abbildung 5.2 Messungen mit drei unterschiedlichen Messzeiten durchgeführt wurden. Dabei wurde eine mittlere

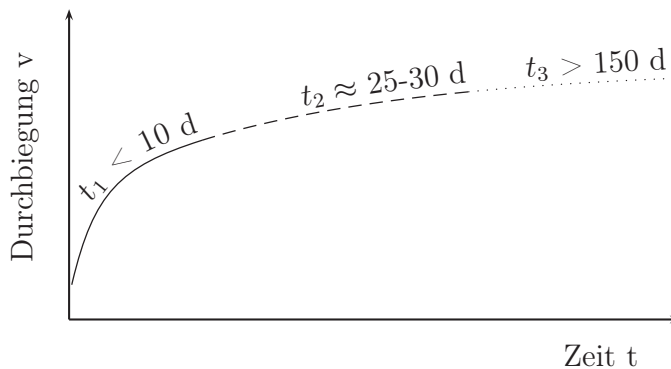


Abb. 5.2: Auswahl der Messzeiten.

Messzeit von $t \approx 30 \text{ d}$ gewählt, um anhand der erhaltenen Daten eine Abschätzung über eine effektivere und damit kürzere Messzeit t_1 zur Bestimmung der Einflüsse verschiedener Parameter machen zu können. Weiterhin wurde ein Langzeitversuch ($t > 150 \text{ d}$) gestartet, welcher sicherstellen sollte, dass kein stark verändertes physikalisches Verhalten, wie Terziärkriechen (s. Abb. 2.16), infolge einer erhöhten Messdauer auftritt.

Die Abschätzung einer verkürzten Messzeit erfolgte über eine Regression der erhaltenen Messdaten unter Variation der verwendeten zeitlichen Information. Der auftretende Fehler bei Verwendung der Daten von einem bis zu 30 Tagen, relativ zur Verwendung aller Informationen, ist in Abbildung 5.3 dargestellt. Ab ca. 130 h stabilisiert sich der Fehler e und verringert sich langsam bis zum Ende der kompletten Messzeit. Unter Berücksichtigung einer gewissen Sicherheit gegenüber Messdatenstreuungen kann anhand der Daten ab ca. 200 h nicht mehr von Fluktuationen des Fehlers ausgegangen werden, weshalb eine Messzeit von $t \geq 10 \text{ d}$ festgelegt wurde. Damit ergibt sich eine Abweichung von $< 10\%$ zur Endverformung einer Messung von 30 d bei einer gedrittelten Messdauer.

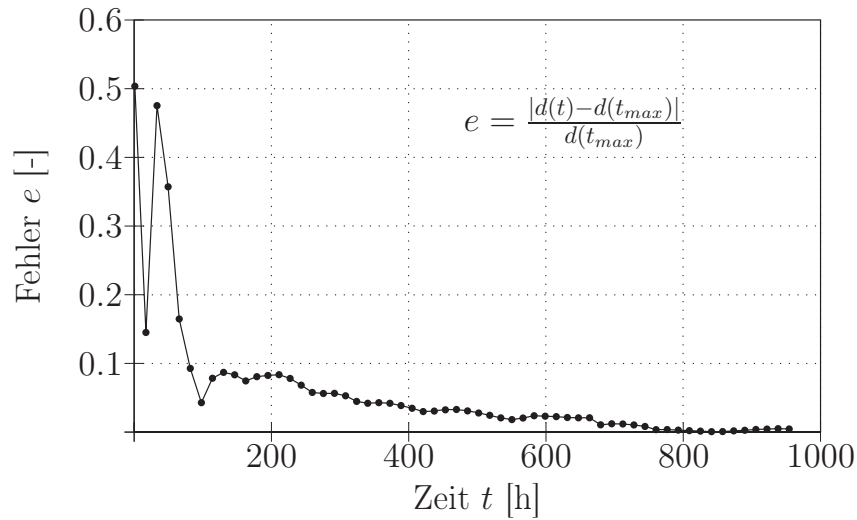


Abb. 5.3: Relativer Fehler einer Regressionsrechnung der Kriechdurchbiegung unter Variation der verwendeten zeitlichen Datenmenge bezogen auf die Durchbiegung nach ca. 30 Tagen.

Beim Biegekriechversuch treten elastische und viskoelastische Eigenschaften immer in Kombination auf, weshalb die jeweiligen Anteile getrennt werden müssen. Infolge benötigter Zeit beim Ent- bzw. Belasten der Prüfkörper sowie auftretender Setzbeträge an der Prüfeinrichtung kann in der Regel kein eindeutiger Beginn einer viskoelastischen Verformung bestimmt werden. Aus diesem Grund wurde ein Startkriterium eingeführt, welches sich an der zeitlichen Änderung der Kriechverformung orientiert und in Abbildung 5.4 schematisch dargestellt ist. Dabei wird die zeitliche Ableitung einer exemplarischen

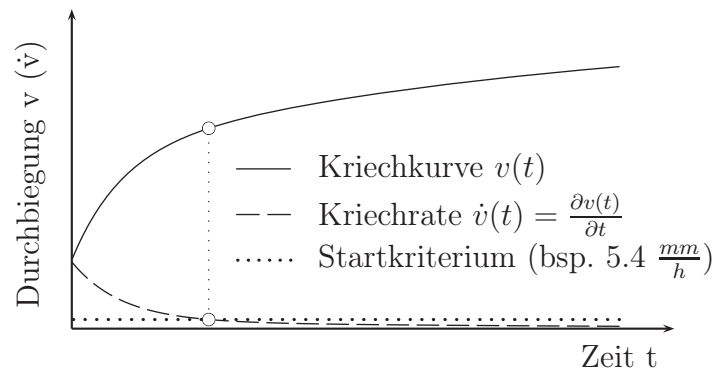


Abb. 5.4: Festlegung des Startzeitpunktes viskoelastischen Kriechens.

Durchbiegungsfunktion $\frac{\partial v}{\partial t} = \dot{v}$ ermittelt und bei Unterschreiten eines Schwellwertes als Schalterfunktion verwendet. Vorversuche haben gezeigt, dass starke Abweichungen zum linear elastischen Verhalten zu Beginn des Kriechversuchs auftreten können. Der verwendete Schwellwert ergibt sich daher aus einer Kombination der Durchbiegungsmessaufösung Δv_{min} und der entsprechenden Zeitschrittweite Δt zu:

$$\frac{dv}{dt} \leq \frac{1.5\Delta v_{min}}{\Delta t} \hat{=} 5.4 \frac{mm}{h}. \quad (5.1)$$

Praktisch bedeutet dieser Schwellwert ein Beginn der Aufzeichnung ab der letzten Durchbiegungsänderung Δv , welche in einem Messintervall liegt, das grösser als 1.5 mal der kleinsten messbaren Durchbiegungsänderung ist. Damit ist eine stabile und stationäre Belastung gewährleistet, wobei der Faktor 1.5 für Rundungsabweichungen benötigt wird. Zur Reduktion der anfallenden Messdaten für die nachträgliche Auswertung wurden die Datenreihen einem Resampling unterzogen. Das Abtastintervall Δt wurde dabei im Anfangsbereich von 10 s bis auf 2 h im Zeitbereich nach 100 h Messzeit nach Abbildung 5.5 erhöht. Zur Identifikation von Kriechkurven φ_E werden Spannungs-Dehnungs-Zusammenhänge

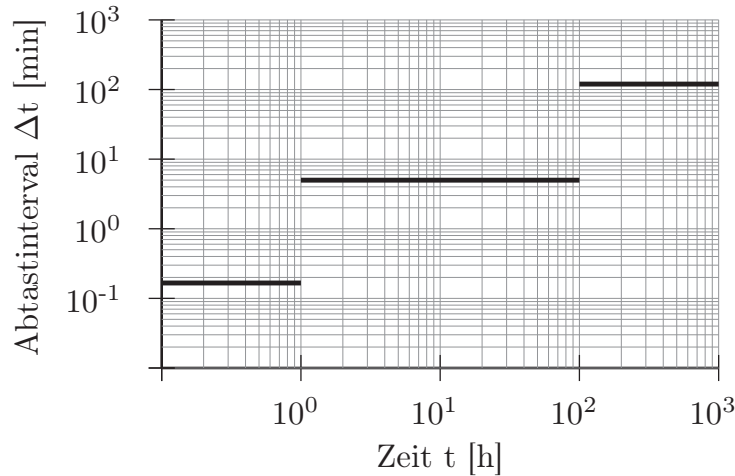


Abb. 5.5: Abtastintervall der Biegekriechversuche nach Resampling zur Datenreduktion ($\Delta t = \frac{1}{6}, 5, 120$ Minuten).

benötigt (s. Kap. 2.5). Beim Biegekriechversuch werden jedoch Verformungs-Zeit-Kurven gemessen, welche sich durch Dehnungsverteilungen im Probekörper ergeben. Deren Aufbereitung beginnt bei der Berechnung der entsprechenden Biegelinie aus

$$E^*(t)Iv''(x, t) = -M_b(x), \quad (5.2)$$

wobei sich das Biegemoment M_b aus den Auflagerreaktionen und das Flächenträgheitsmoment I aus der Prüfkörpergeometrie ergibt. Durch die Schlankheit der Proben und der verwendeten Vierpunktbiegung, welche lediglich geringe Querkräfte in den Prüfkörper einleitet, können die Schubspannungen (BERNOULLI-Hypothese) vernachlässigt werden. Weiterhin wird von kleinen Verschiebungsgradienten ausgegangen, was für die Verwendung der gewählten Biegetheorie notwendig ist.

Aufgrund der Zeitabhängigkeit der Durchbiegung wird der errechnete Elastizitätsmodul hier mit E^* bezeichnet. Nach Ermittlung der zeitunabhängigen Steifigkeit E kann die Kriechnachgiebigkeit $J(t)$ nach

$$\frac{E}{E^*(t)} = J(t)E \quad (5.3)$$

berechnet werden. Unter Berücksichtigung der koordinatenabhängigen Biegespannung σ_b durch

$$\sigma_b(x, y) = \frac{|M_b(x)|}{I}y \quad (5.4)$$

kann die Berechnung der Dehnungsverteilung nach

$$\varepsilon(x, y, t) = J(t)\sigma_b(x, y) \quad (5.5)$$

erfolgen. Eine Mittelung der Dehnungsverteilung über den Probenquerschnitt unter der Annahme von identischem Zug- und Druckverhalten liefert mit

$$\varepsilon(t) = \frac{1}{xy} \int_{-\frac{y}{2}}^{\frac{y}{2}} \int_0^l |\varepsilon(x, y, t)| \partial x \partial y \quad (5.6)$$

die zeitabhängige Spannungs-Dehnungsrelation zur Bestimmung der Kriechkurven.

5.2 Identifikation von viskoelastischen Materialparametern

Zur Beschreibung des rheonomen Materialverhaltens von Rotbuchenholz wurden viskoelastische Materialkenndaten ermittelt und analysiert. Die Kennfunktionen wurden dabei abhängig von verschiedenen Einflussgrößen, wie Belastung, Holzfeuchtegehalt oder der Grösse der Holzfeuchteänderung, bestimmt. Weiterhin wurden die Daten über Regressionen entsprechend gegebener Modellgleichungen für die spätere Verwendung in Simulationsprogrammen aufbereitet und zusammengestellt.

5.2.1 Lastabhängigkeit

Zum Nachweis linearer Viskoelastizität wurden Biegekriechversuche mit drei verschiedenen Belastungsstufen durchgeführt (s. Kap. 2.5). Die Mittelung von jeweils drei Messungen pro Laststufe lieferte die Spannungs-Dehnungs-Isochronen, welche in Abbildung 5.6 dargestellt sind. Zur Reduktion der natürlichen Streuung im elastischen Bereich wurde die elastische Dehnung ε_e von der Gesamtdehnung ε subtrahiert und nur die Kriechdehnung $\varepsilon_{ve} = \varepsilon - \varepsilon_e$ betrachtet. Ihr linearer Verlauf im geprüften Belastungsbereich ist gut zu erkennen und bei einer linearen Regression mit linearer Ansatzfunktionen mit einem Regressionskoeffizient $r^2 \geq 0.99$ belegt. Eine nichtlineare Lastabhängigkeit des Kriechver-

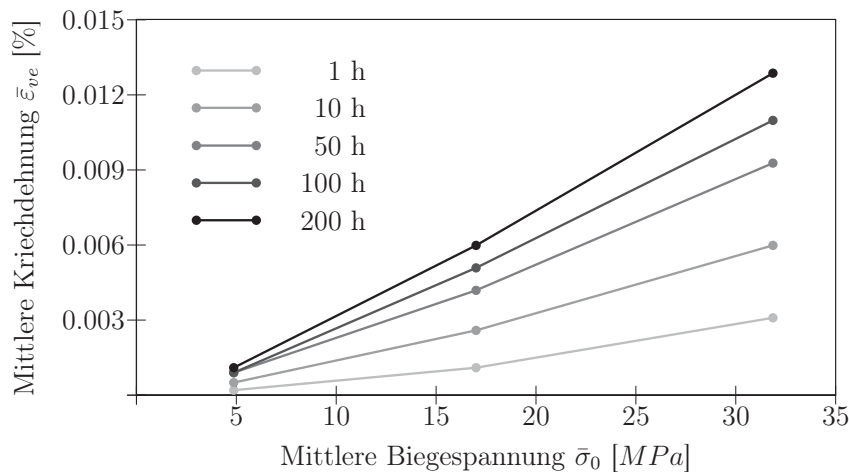


Abb. 5.6: Experimentelle Überprüfung linearer Viskoelastizität für Buchenholz im Normalklima (mittlere Bruchfestigkeit bei Biegung für Buche ≈ 120 MPa, (NIEMZ, 1993)).

haltens von Rotbuchenholz unter konstanten Klimabedingungen von 20°C und 65% rel. LF kann damit ausgeschlossen werden. Im Folgenden werden daher die Gesetzmässigkeiten der linearen Viskoelastizitätstheorie verwendet, auch wenn der Nachweis nicht für alle untersuchten Feuchtebereiche geführt werden konnte.

5.2.2 Modellvergleich

Für eine weitere Verwendung der experimentell ermittelten Kennfunktionen werden die Messdaten üblicherweise in theoretische Modellansätze überführt oder mit empirischen Regressionsfunktionen beschrieben. Da eine generelle physikalische Gesetzmässigkeit für das viskoelastische Materialverhalten von Holz bzw. Buchenholz nicht existiert, werden

unterschiedliche Beschreibungen (siehe Abschnitt 2.5.1) verwendet. Zur Einordnung einzelner Regressionsgleichungen sind in Tabelle 5.1 ausgewählte Varianten mit den entsprechenden Koeffizienten und Kenngrößen zur Regressionsgüte bei drei verschiedenen Holzfeuchten angegeben. Im Allgemeinen lässt sich erkennen, dass mit einer steigenden Anzahl an Regressionsparametern die Regressionsgüte ansteigt, wobei alle Ansätze eine gute Übereinstimmung liefern. Beispielsweise zeigt das Kelvin-Voigt-Modell (s. Tab. 5.1) mit lediglich zwei Kelvin-Voigt-Körpern bereits eine sehr gute Approximationsgüte bei vergleichsweise geringer Parameterzahl. Aus diesem Grund, der häufigen Verwendung und der günstigen Implementation, wird für die viskoelastische Charakterisierung im Weiteren dieser Modellansatz verwendet.

5.2.3 Verallgemeinertes Kelvin-Voigt-Modell

Durch die Reihenschaltung von Kelvin-Voigt-Körpern entsteht das verallgemeinerte Kelvin-Voigt-Modell. Es ist durch den Zusammenhang

$$\varphi_E(t) = J(t) = J_0 + \sum_{r=1}^m J_r \left(1 - e^{-t/\lambda_r}\right) \quad (5.7)$$

gegeben und beinhaltet mit $J = J_0 + J_{ve}$ neben der elastischen Nachgiebigkeit J_0 auch die viskoelastische Nachgiebigkeit J_{ve} . Letztere besteht aus der Summe von Kelvin-Voigt-Elementen, deren Anzahl so gewählt werden sollte, dass eine ausreichend genaue Abbildung des Materialverhaltens erreicht wird. In Tabelle 5.2 sind die Regressionskoeffizienten r^2 bzw. die mittleren quadratischen Fehler $RMSE$ einer linearen Regression unter Variation der Anzahl der Elemente m zusammengefasst. Die entsprechenden Regressionsparameter befinden sich im Anhang B.1 bis B.3. Die über der Feuchte gemittelten Abweichungen zeigen eine erwartete Verbesserung der Regressionsergebnisse mit steigender Elementanzahl, auch wenn durch spezifische Messwerte der niederfeuchten Messdaten eine Verschlechterung bei $m = 6$ abzulesen ist. Im Allgemeinen kann von einer hohen Übereinstimmung zwischen Regression und Messdaten schon bei geringen Anzahlen von Kelvin-Voigt Elementen ausgegangen werden, was Abbildung 5.7 belegt. Häufig werden jedoch zur Vereinfachung bzw. zur Kontrolle der komplexen Regression Parameterwerte für die Verzögerungszeiten λ_r vorgegeben. Dabei werden aufgrund der exponentiellen Charakteristik der Kriechfunktionen logarithmierte Abstände der Verzögerungszeiten vorgegeben (MACKENZIE-HELNWEIN et al., 2003), was jedoch grundsätzlich eine Erhöhung der Elementanzahlen m zur Folge hat. Zusätzlich können dadurch Bedingungen wie positive Elementnachgiebigkeiten besser erreicht werden, was bei deskriptiven Methoden

Tab. 5.1: Regressionsergebnisse der Biegekriechversuche bei zeitlich konstantem Klima in Abhängigkeit von der Holzfeuchte und dem gewählten Regressionsmodell ($t = 200 \text{ h}$)

$\bar{\omega}$		8.1%	15.5%	23.2%
$\varphi_E(t) = J_0 + \frac{t}{\eta_1} + J_2(1 - e^{-\frac{t}{\lambda_2}})$	J_0	2.9808e-5	4.1671e-5	4.5717e-5
	η_1	5.4591e+7	2.0538e+7	1.5239e+7
	J_2	2.0299e-6	7.2199e-6	1.5585e-5
	λ_2	15.3902	19.0954	26.1763
	r^2	0.9989	0.9996	0.9999
	$RMSE$	1.1423e-4	2.3736e-4	2.5529e-4
$\varphi_E(t) = J_0 + \frac{t}{\eta_\infty} + J_1(1 - e^{-\frac{t}{\lambda_1}}) + J_2(1 - e^{-\frac{t}{\lambda_2}}) + J_3(1 - e^{-\frac{t}{\lambda_3}})$	J_0	2.9015e-5	3.5896e-5	3.8209e-5
	η_∞	9.3695e+7	4.3482e+7	2.9193e+7
	J_1	5.0242e-5	3.9180e-6	-5.0182e-5
	λ_1	6.8492e+3	1.1714	43.7937
	J_2	1.9998e-6	7.5565e-6	1.1407e-5
	λ_2	16.3901	48.2659	7.9608
	J_3	8.5687e-7	4.9437e-6	6.6254e-5
	λ_3	1.1140	7.8535	43.7931
	r^2	0.9991	0.9999	0.9999
$RMSE$	1.0692e-4	1.2285e-4	1.7838e-4	
$\varphi_E(t) = J_0 + J_1(1 - e^{-\frac{t}{\lambda_1}}) + J_2(1 - e^{-\frac{t}{\lambda_2}})$	J_0	2.8801e-5	3.9957e-5	3.8633e-5
	J_1	1.5032e-6	1.1501e-5	2.0828e-5
	λ_1	8.2510e-4	78.4795	64.8201
	J_2	3.7292e-6	5.4102e-6	1.2455e-5
	λ_2	48.388	8.8020	8.9814
	r^2	0.9947	0.9998	0.9999
(Kelvin-Voigt-Modell)	$RMSE$	2.5356e-4	1.5852e-4	1.6567e-4
$\varphi_E(t) = J_0 + J_1 t^{\gamma_1} + J_2(1 - e^{-\frac{t}{\lambda_2}})$	J_0	2.8492e-5	2.5372e-5	1.5149e-16
	J_1	1.1412e-6	1.3557e-5	3.7499e-5
	γ_1	0.3160	0.1563	0.1288
	J_2	2.5763e-7	4.3912e-7	6.4848e-15
	λ_2	0.0744	0.0781	2.3280e-14
	r^2	0.9989	0.9999	0.9986
$RMSE$	1.1397e-4	1.4903e-4	9.1768e-4	

Tab. 5.2: Regressionsgenauigkeit der Biegekriechversuche unter konstantem Klima bei 20°C und verschiedenen Holzfeuchten ω bei unterschiedlichen Anzahlen m von Kelvin-Voigt-Elementen und einer Probenanzahl $n = 8$ je Feuchtstufe

ω [%]	$\bar{\varrho}$ [$\frac{kg}{m^3}$]		$m = 1$	$m = 2$	$m = 3$	$m = 4$	$m = 6$
8.1	760	r^2	0.9950	0.9947	0.9989	0.9989	0.9960
		$RMSE$	2.4588e-4	2.5356e-4	1.1340e-4	1.1688e-4	2.2274e-4
15.5	700	r^2	0.9993	0.9998	0.9998	0.9997	0.9999
		$RMSE$	3.1996e-4	1.5852e-4	1.8786e-4	2.1335e-4	1.1586e-4
23.2	780	r^2	0.9996	0.9999	0.9999	0.9999	0.9999
		$RMSE$	4.6299e-4	1.6568e-4	1.1391e-4	2.7100e-4	1.1265e-4
		\bar{r}^2	0.9980	0.9981	0.9995	0.9995	0.9986
		\overline{RMSE}	3.4294e-4	1.9259e-4	1.3839e-4	2.0041e-4	1.5042e-4

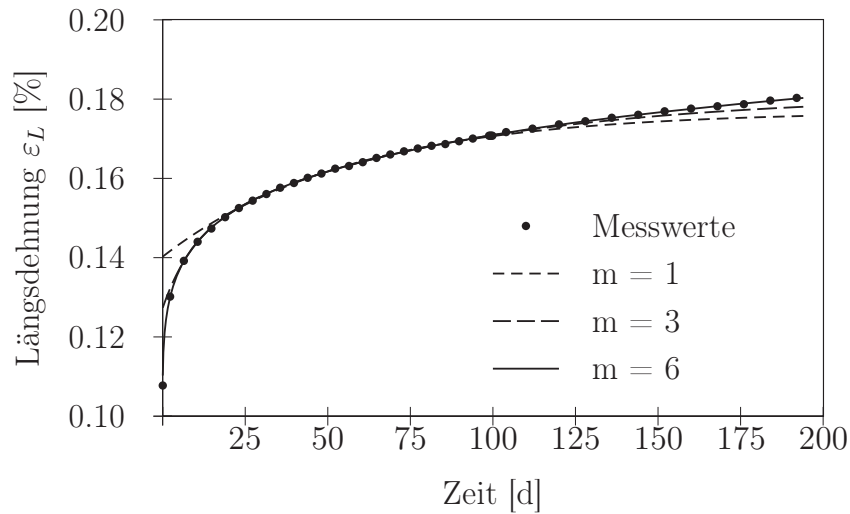


Abb. 5.7: Einfluss der Anzahl m an Kelvin-Voigt-Elementen auf die Approximationsgüte der Messdaten.

vernachlässigt werden kann. Für die hier durchgeführten Approximationen wurden die Nachgiebigkeiten wie die Verzögerungszeiten ermittelt, weshalb je nach verlangter Güte Kelvin-Voigt-Ketten ab drei Elementen verwendet werden.

5.2.4 Feuchteabhängigkeit

Wie die elastischen Kenngrößen in Kapitel 4 sind auch die viskoelastischen Materialeigenschaften von Holz abhängig von der Holzfeuchte ω . Zur Erarbeitung dieser Abhängigkeit wurden Kriechproben in drei unterschiedlich klimatisierten Räumen bis zur Ausgleichsfeuchte konditioniert und danach in einer Klimakammer unter den gleichen relativen Luftfeuchten geprüft (s. Anhang B.4). Die erhaltenen Kriechkurven φ_E , welche der zeitabhängigen Nachgiebigkeit entsprechen (s. Gl. (5.7)), sind in Abbildung 5.8 dargestellt. Zur Verdeutlichung der auftretenden Variabilität zwischen den Prüfkörpern sind Streubänder von einer Standardabweichung ($\pm \sigma$) unter- und oberhalb der zeitlichen Mittelwertkurven angegeben. Dabei treten vereinzelt auch Messdaten ausserhalb dieses Streubereiches auf, was

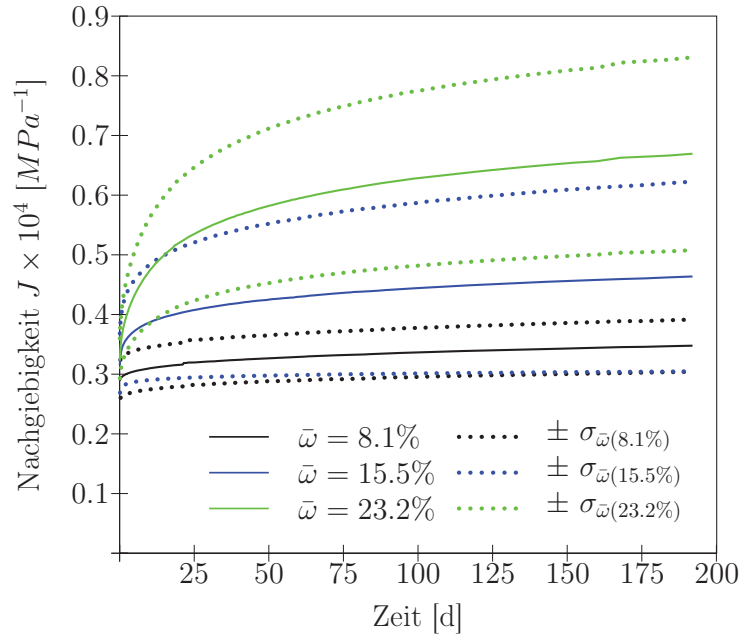


Abb. 5.8: Holzfeuchteinfluss auf die Kriechkurve φ_E bzw. die Nachgiebigkeit J in longitudinaler Richtung.

eine genaue Vorhersage erschwert. Die tendenzielle Erhöhung der Nachgiebigkeit bei gleichzeitiger Steigerung der Holzfeuchte ist dennoch sehr gut zu erkennen. Eliminiert man die feuchteabhängige Elastizität und führt eine Kriechnachgiebigkeit bzw. rein viskoelastische Kriechkurve φ_{ve} nach

$$\varphi_{ve}(t) = J - J_0 = \sum_{r=1}^m J_r \left(1 - e^{-t/\lambda_r}\right) \quad (5.8)$$

ein, erhält man den Einfluss der Holzfeuchte auf die reinen Kriecheigenschaften (s. Abb. 5.9). Die dabei auftretenden Streuungen erhöhen sich erwartungsgemäss mit dem Absolutwert und es lässt sich eine feuchteproportionale Kriechnachgiebigkeit vermuten, welche im nächsten Abschnitt näher untersucht wird.

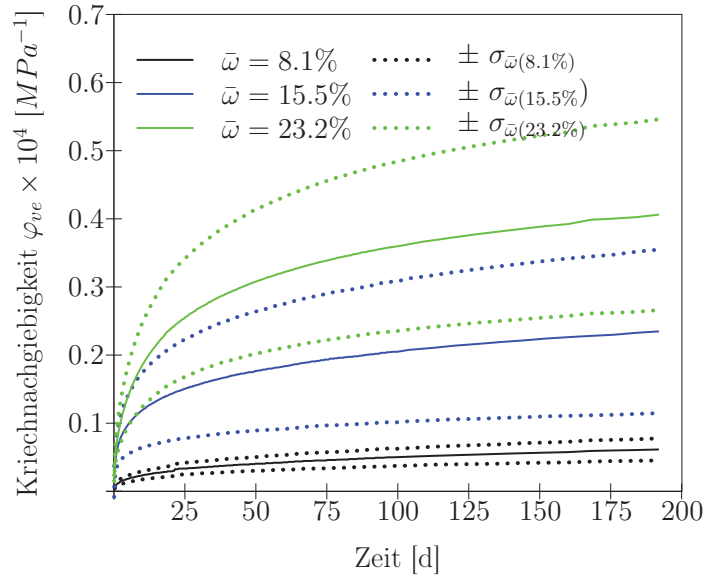


Abb. 5.9: Holzfeuchteeinfluss auf die Kriechnachgiebigkeit $\varphi_{ve} = J - J_0$ in longitudinaler Richtung.

5.2.5 Zeit-Feuchte-Kopplung

Für die Beschreibung des Zusammenhangs zwischen der Kriechverformung und der Einflussgrösse Holzfeuchte wurde ein Ansatz verwendet (s. Gl. (5.9)), welcher weiterhin einer Kelvin-Voigt-Kette entspricht und eine lineare Abhängigkeit der Kriechnachgiebigkeit von der Holzfeuchte wiedergibt:

$$\varphi_{ve}(t, \omega) = \sum_{r=1}^m (J_{r1}\omega + J_{r0}) \left(1 - e^{-t/\lambda_r}\right). \quad (5.9)$$

Mit Hilfe der Fehlerquadratmethode konnte eine gute Approximation der Messdaten an den vorgegeben Ansatz erzielt werden. Die Lösung mit $m = 6$ Kelvin-Voigt-Elementen ist in Abbildung 5.10 dargestellt. Abgesehen vom Anfangsbereich bei mittlerer Holzfeuchte liegen Näherung und Messdaten praktisch übereinander. Die dabei ermittelten Regressionsparameter sind in Tabelle 5.3 zusammengestellt. Wird Gleichung (5.9) über der

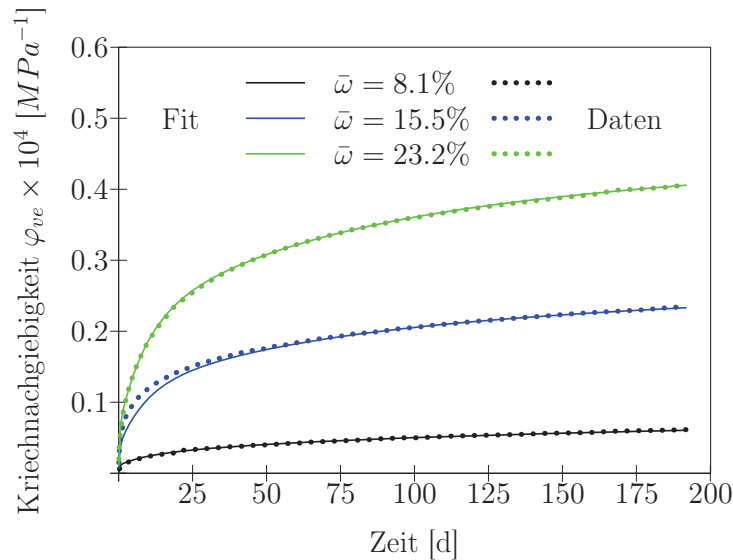


Abb. 5.10: Vergleich der Messdaten mit dem Regressionsmodell der feuchteabhängigen Kriechnachgiebigkeit φ_{ve} in longitudinaler Richtung.

Tab. 5.3: Regressionskoeffizienten der feuchte- und zeitabhängigen Kriechnachgiebigkeit φ_{ve} in longitudinaler Richtung für Rotbuchenholz

i	$J_{r_1} [MPa^{-1}]$	$J_{r_0} [MPa^{-1}]$	$\lambda_r [h]$
1	-7.6903e-7	3.7392e-6	1.1097
2	1.1068e-6	-4.9935e-6	0.8205
3	9.8385e-7	-5.2198e-6	60.8596
4	8.5089e-7	-5.9706e-6	8.9010
5	2.8165e-6	1.0297e-5	3427.6473
6	5.0559e-7	-2.9044e-5	7039.7999

Zeit und der Holzfeuchte (s. Abb. 5.11) geplottet, erhält man einen dreidimensionalen Eindruck der Kriechnachgiebigkeit. Zur Erfüllung der thermodynamischen Verträglichkeit muss das Materialgesetz bestimmten Bedingungen genügen. Einerseits müssen alle Zeitkonstanten positiv sein, was ausnahmslos erfüllt ist. Zusätzlich müssen die Einzelsteifigkeiten der jeweiligen Kelvin-Voigt-Elemente positiv sein. Unter Berücksichtigung ihrer Feuchteabhängigkeit ist dies bei der verwendeten Anzahl von sechs Elementen nicht strikt erfüllt. Eine Regressionsrechnung mit der Nebenbedingung positiver Einzelsteifigkeiten lieferte jedoch auch bei einer Erhöhung der Elementanzahl auf 20 Elemente keine vergleichbaren Resultate, weshalb an dieser Stelle der eingeführte, beschreibende Ansatz

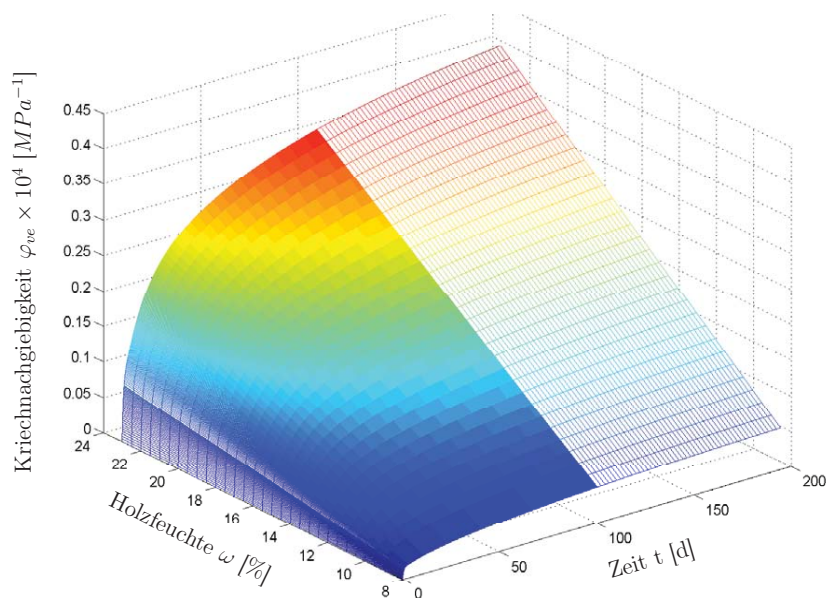


Abb. 5.11: Feuchteabhängige Kriechnachgiebigkeit φ_{ve} in longitudinaler Richtung in Abhängigkeit von der Holzfeuchte ω .

weiterverwendet wird. Weiterhin sind in Abbildung 5.11 die Folgen des bereits erwähnten Resamplings zur Datenreduktion durch die unterschiedlichen Messdatendichten gut zu erkennen.

Damit kann für die Berechnung ein Parametersatz zur Verfügung gestellt werden, welcher das viskoelastische Verhalten von Rotbuchenholz für Holzfeuchten von ca. 8...23% bis zu einer Zeit von 200 h beschreibt. Extrapolationen über diese Bereiche hinaus können möglich sein, konnten jedoch bisher nicht überprüft werden und sind daher nur unter Vorbehalt zu verwenden.

5.2.6 Verhalten bei Klimasprüngen

Neben der Holzfeuchteabhängigkeit des viskoelastischen Verhaltens von Rotbuchenholz ergibt sich aus der Interaktion zwischen einer Holzfeuchteänderung und einer mechanischen Belastung eine Beeinflussung des zeitabhängigen Materialverhaltens. Dieser Einfluss wird als mechanosorptiver Effekt bezeichnet und wurde in Abschnitt 2.5.3 vorgestellt. Die mechanosorptiven Vorgänge können bei Änderung der Umgebungsfeuchte einer belasteten Probe beobachtet werden, weshalb Kriechversuche bei unterschiedlichen Feuchteänderungen durchgeführt wurden.

Zur Bestimmung des mechanosorptiven Anteils müssen von der Gesamtkriechdehnung der konstantfeuchte Anteil und die Quell- und Schwinddehnungen abgezogen werden. Letztere können beim Biegeversuch nur schwer berücksichtigt werden, weshalb an dieser Stelle nur qualitative Aussagen über das mechanosorptive Verhalten gemacht werden können. Im Gegensatz zu Fichtenholz (MÅRTENSSON, 1994; GEREKE, 2009) existieren für Rotbuchenholz bisher keine Literaturdaten über die mechanosorptiven Materialeigenschaften.

Für die Untersuchungen wurden vorklimatisierte Prüfkörper in eine Klimakammer mit veränderten Klimabedingungen gebracht und mit der Versuchseinrichtung aus Abschnitt 5.1 belastet. Dadurch wurde eine Veränderung der Holzfeuchte in den Proben hervorgerufen, welche nicht kontinuierlich, aber zu Prüfbeginn und -ende gemessen wurde. Bei den verwendeten Probekörpern konnte davon ausgegangen werden, dass nach der Messung der Ausgleichsfeuchtezustand erreicht war. Die erhaltenen Kriechdehnungen für die verschiedenen Konfigurationen sind in Abbildung 5.12 zusammengestellt. Es sind die Mittelwerte der Kriechdehnungen sowie ihre Streuung für unterschiedliche Klimaänderungen dargestellt. Zusätzlich sind die Vergleichskurven bei konstanten Klimabedingungen nach Gleichung (5.9) abgebildet. Eine ausführlichere Zusammenfassung der Probekörpereigenschaften ist im Anhang B.5 zu finden. Die wichtigsten Versuchsergebnisse und die daraus resultierenden Hauptaussagen sind im Folgenden stichpunktartig zusammengefasst.

- Bei mittleren Feuchtesprüngen (Abb. 5.12 a) und b)) treten bei der Trocknung grössere Kriechdehnungen als bei der Befeuchtung auf. Dies kann mit der höheren Holzfeuchteverteilung und der damit verbundenen grösseren Kriechverformung zu Beginn des Messzeitraumes, bei dem relativ viel der Gesamtdehnung auftritt, begründet werden.
- Weiterhin sind Erhöhungen der Kriechdehnungen bei Feuchteänderung verglichen mit konstanter Holzfeuchte zu beobachten (mechanosorptiver Effekt).
- Diese fallen bei erhöhtem Feuchteniveau grösser aus als bei niedrigeren Holzfeuchten.
- Je Feuchtesprung wird dabei eine maximale Erhöhung der Kriechdehnung um den Faktor 2 relativ zur höheren konstantfeuchten Kriechdehnung nicht überschritten.
- Bei sehr grossen Feuchteunterschieden (Abb. 5.12 c)) sind bei der Befeuchtung sehr grosse Streuungen zu beobachten. Anscheinend sind die Probekörper mehr oder weniger stark von den Auswirkungen der Feuchteänderung betroffen.
- Eine Interpretation der Auswirkung der Feuchtesprunggrösse ist aufgrund der auftretenden starken Streuungen mit der bisherigen Datenbasis nicht möglich.

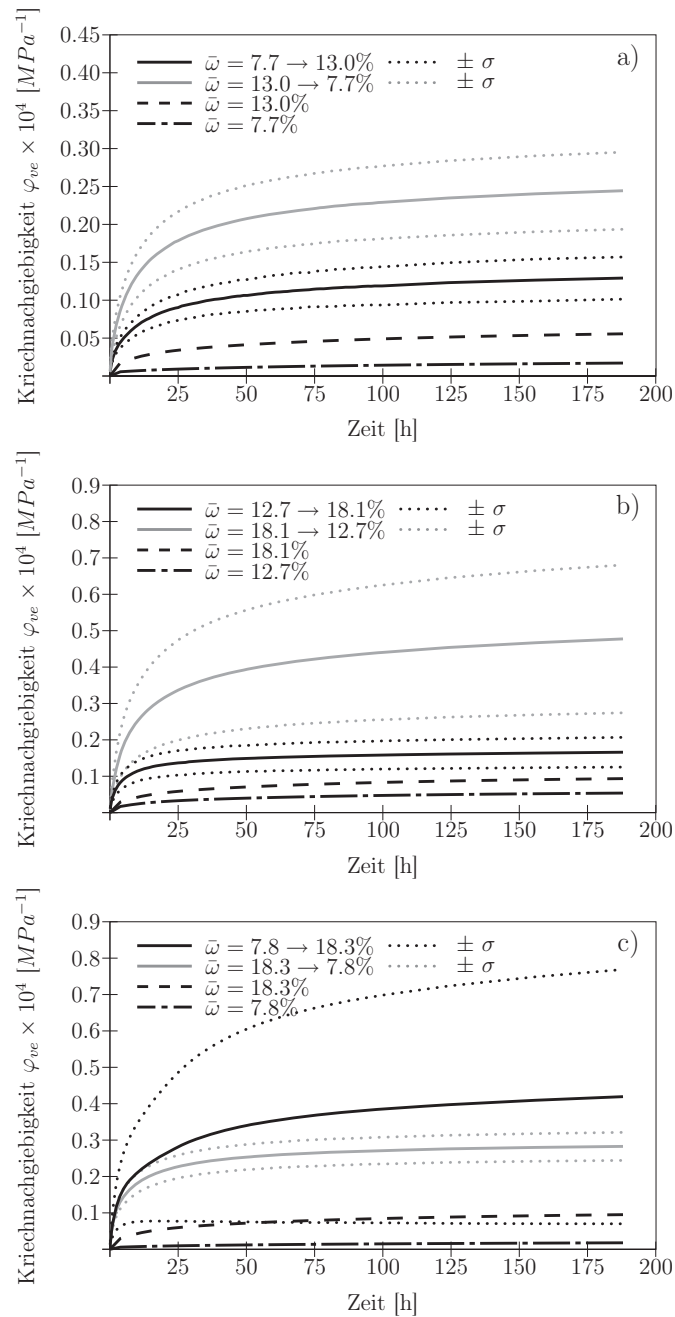


Abb. 5.12: Kriechnachgiebigkeiten bei unterschiedlicher Änderung der Holzfeuchte durch Adsorption und Desorption verglichen mit Kriechnachgiebigkeiten bei konstanter Holzfeuchte nach Gleichung (5.9) und Tabelle 5.3: a) niedriger Feuchtebereich, b) hoher Feuchtebereich, c) kompletter Feuchtebereich.

Die erhaltenen Ergebnisse lassen eine Einschätzung des mechanosorptiven Materialverhaltens zu. Die Auswirkungen von Adsorption und Desorption wie von geringen und höheren Feuchteniveaus sind erkennbar. Durch die geringe Datenbasis und die schwierige Einordnung des Quell- und Schwindeinflusses bei den Kriechversuchen auf die Prüfkörper wird auf eine quantitative Betrachtung an dieser Stelle verzichtet.

5.2.7 Verhalten unter Wechselklima

Treten die in Abschnitt 5.2.6 beschriebenen Feuchteänderungen wiederholt auf, kommt es zu einer Akkumulation der erhöhten Kriechdehnungen. Speziell bei zyklischer Feuchtebelastung können dabei wesentlich höhere Dehnungen als bei konstanter Umgebungfeuchte erreicht werden. Die Belastung wurde daher aufgrund der erwarteten verstärkten Dehnungen herabgesetzt und die Zyklenlänge wurde mit 3-4 Tagen so gewählt, dass die Probekörper am Ende der jeweiligen Zyklen den Ausgleichsfeuchtezustand näherungsweise erreicht hatten. Die Abbildungen 5.13 und 5.14 zeigen die Kriechdehnungen von fünf Prüfkörpern unter mechanischer und zyklischer Feuchtebelastung. Beide Versuchsreihen

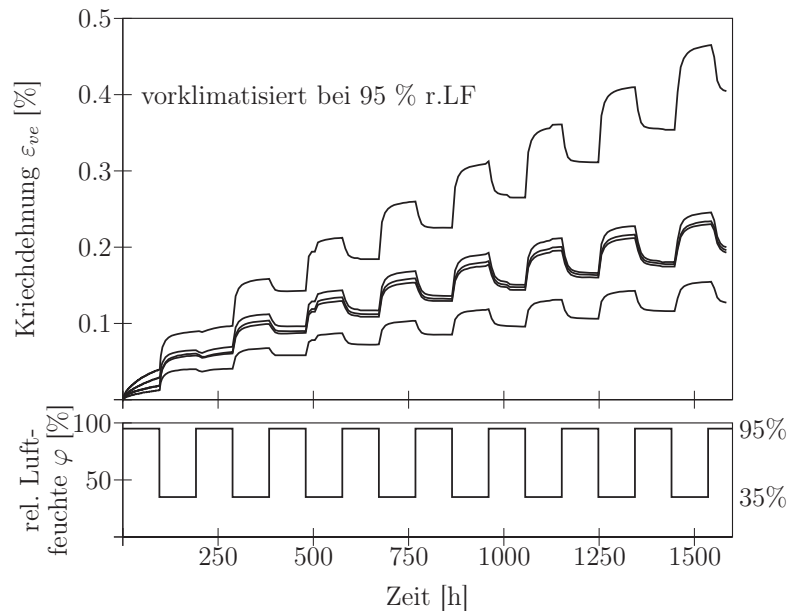


Abb. 5.13: Kriechdehnungen von fünf Prüfkörpern unter mechanischer Belastung bei zyklischer Variation des Umgebungsklimas nach Vorkonditionierung bei 95% r.LF.

zeigen deutlich die erwarteten Dehnungsakkumulationen. Ebenso ist die bereits bei Klimasprüngen beobachtete erhöhte Dehnungszunahme während der Desorptionsphase gut

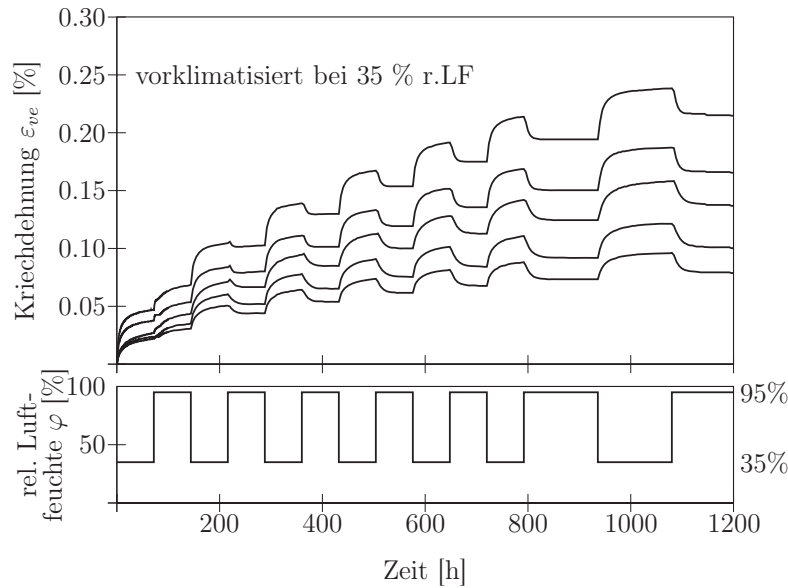


Abb. 5.14: Kriechdehnungen von fünf Prüfkörpern unter mechanischer Belastung bei zyklischer Variation des Umgebungsklimas nach Vorkonditionierung bei 35% r.LF.

zu erkennen. Die Dehnungsanteile in diesen Trocknungsphasen machen damit den Hauptteil der zusätzlichen Dehnungen aus. Dies ist auch am Unterschied der beiden Messungen zu Beginn zu erkennen. Während in Abbildung 5.13 die Dehnungen erst im zweiten Zyklus (Trocknungsphase) stark ansteigen, sind in Abbildung 5.14 die grössten Dehnungsänderungen in Zyklus eins und drei, also ebenfalls in der Trocknungsphase, zu sehen. Bezogen auf die Gesamtanzahl der Zyklen spielt die Vorklimatisierung bzw. die Startreihenfolge der Zyklen eine untergeordnete Rolle. In beiden Versuchen wird jedoch deutlich, dass die auftretenden Streuungen sehr stark sind. Am Ende der Aufzeichnung können Unterschiede in der Gesamtdehnung von bis zu dem Vierfachen beobachtet werden. Dies bestätigt die Beobachtungen der Kriechversuche einzelner Klimasprünge und zeigt, dass Berechnungsergebnisse basierend auf einer mechanosorptiven Materialbeschreibung immer unter Berücksichtigung der auftretenden Streuungen interpretiert werden müssen.

5.3 Zusammenfassung

Im letzten Abschnitt wurde die viskoelastische Materialcharakteristik von Rotbuchenholz untersucht. Dabei konnte neben dem Nachweis der Linearität ein feuchteabhängiger Datensatz für ein verallgemeinertes Kelvin-Voigt-Modell ermittelt werden. Weiterhin konnte

durch Untersuchungen bei veränderlichen Umgebungsfeuchten gezeigt werden, dass ein mechanosorptiver Effekt durch die Interaktion von Feuchtewechsel und mechanischer Belastung auftritt. Er variiert dabei zwischen Adsorption und Desorption und ist abhängig vom mittleren Feuchteniveau. Die Auswirkungen dieses Effektes konnten besonders in Versuchen mit zyklischen Klimawechseln beobachtet werden. Letztendlich wurde in allen Untersuchungen eine starke Streuung des mechanosorptiven Einflusses ermittelt, was eine Beschreibung dieser Last-Feuchte-Interaktion erschwert.

6 Ermittlung plastischer Eigenschaften und Festigkeiten

Bei geringer Kurzzeitbeanspruchung unter konstanten klimatischen Verhältnissen kann das Materialverhalten von Holz als ideal elastisch angesehen werden. Wird die Beanspruchung gesteigert und/oder werden die Umgebungsbedingungen entsprechend verändert, wird das mechanische Verhalten inelastisch bis hin zum Versagen. Dabei wird in eher duktiles Druckversagen und meist sprödes Zugversagen unterschieden. Aus der orthotropen Holzstruktur resultiert ein richtungsabhängiges Versagensverhalten. Durch die hauptsächlich longitudinale Beanspruchung von Konstruktionsholz sind für diese Materialrichtung die meisten Kenngrößen erfasst, die geringeren Festigkeiten ergeben sich allerdings in den anatomischen Richtungen quer zur Faser. Literaturangaben sind in KOLLMANN (1951), EICHLER et al. (1966), NIEMZ (1993) sowie POŽGAJ et al. (1993) zu finden.

Treten mehrachsige Beanspruchungen auf, wird im Allgemeinen auf Festigkeitshypothesen zurückgegriffen. Deren Verifikation und Parameterbestimmung erfolgt neben uniaxialen Versuchen seit EBERHARDSTEINER (2002) auch im biaxialen Versuch. Die Festigkeitshypothesen beschreiben die Trennung von elastischem und plastischem Verhalten. Verschiedene Ansätze der Forschungsliteratur wurden bereits in Abschnitt 2.6 angesprochen.

Unabhängig von der Beschreibung nichtlinearen Werkstoffverhaltens sind feuchteabhängige Kenngrößen sehr selten oder nicht verfügbar. Aufgrund von beobachteten irreversiblen Verformungen unter Einwirkung von zyklisch auftretenden Feuchteschwankungen wird im folgenden Kapitel das duktile plastische Verhalten von Buchenholz bei verschiedenen Holzfeuchten untersucht und mit Hilfe eines ein- und mehrdimensionalen Ansatzes beschrieben. Ergänzt werden die Ergebnisse mit feuchteabhängigen Festigkeitskennwerten auf der Basis von Normuntersuchungen.

6.1 Material und Methoden

Die Bestimmung des duktilen inelastischen Verhaltens erfolgte in einem nachgeschalteten Versuch am Probenmaterial und mit der gleichen Methodik wie in Abschnitt 4.1 beschrieben. Einzige Ausnahme stellte das Kriterium für das Prüfungsende dar, welches auf eine maximale Dehnung von $\varepsilon_{max} = 5.1\%$ eingestellt wurde und im Zeitraum von 2-4 Minuten erreicht war. Vorversuche hatten gezeigt, dass diese Konfiguration stabile Ergebnisse im Spannungs-Dehnungs-Diagramm bei gleichzeitiger Vermeidung von geometrischen Nichtlinearitäten und Ausknickeffekten gewährleistet. Die Bestimmung der Druckfestigkeit in longitudinaler Belastungsrichtung hingegen erfolgte bis zum Bruch, da sich bei allen Probekörpern im Versagensfall ein spröder Schubbruch (s. Abb. 6.1) einstellte. Die Scher-



Abb. 6.1: Typisches Schubversagen einer Druckprobe bei Belastung in Faserrichtung.

festigkeiten wurden mit einer Zwick Z100 Universalprüfmaschine in Anlehnung an DIN 52187 (1979) an Würfelproben mit einer Kantenlänge von 50mm in den in Abbildung 6.2 dargestellten Scherebenen ermittelt. Die Probekörper wurden zuvor in vier unterschiedlichen Klimaräumen vorkonditioniert, um feuchteabhängige Kenngrößen zu erhalten. Die daraus resultierenden geringen Abweichungen der Abmessungen der Probekörper wurden erfasst und auftretende Luftspalten bzw. Hohlräume in der Versuchsanordnung mit Distanzscheiben ausgeglichen, um ein Verkanten der Proben zu verhindern (s. Abb. 6.3).

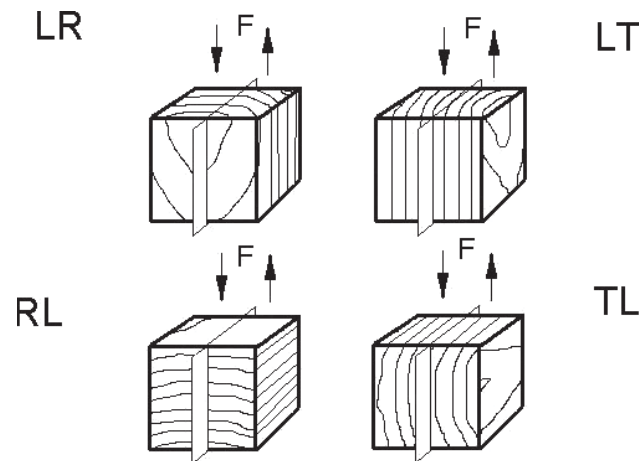


Abb. 6.2: Scherebenen der Probekörper zur Bestimmung der feuchteabhängigen Scherfestigkeit (HORVATH et al., 2008).



Abb. 6.3: Standardisierter Scherversuch nach DIN 52187 mit versagter Würfelprobe (L-R Scherebene) und Distanzscheiben (rechts) zum Ausgleich von Quell- und Schwinderscheinungen bei der Ermittlung feuchteabhängiger Scherfestigkeiten.

6.2 Ramberg-Osgood-Beschreibung

Die Beschreibung des duktilen plastischen Materialverhaltens unter Druck kann in radialer und tangentialer Richtung mit Gleichung (2.80) von RAMBERG und OSGOOD (1943) erfolgen (BODIG und JAYNE, 1993; YOSHIHARA, 2009). Die ermittelten Messdaten wurden

dazu auf einen äquidistanten Dehnungsvektor interpoliert und gemittelt. Aus der Regression nach Gleichung (2.80) wurden die drei unbekannt Materialparameter E , K_{RO} und n bestimmt, welche in Tabelle 6.1 für unterschiedliche Holzfeuchten zusammengestellt sind.

Tab. 6.1: Feuchteabhängige Materialparameter der Ramberg-Osgood-Gleichung für Rotbuchenholz ermittelt im Druckversuch

ω [%]	radial			ω [%]	tangential		
	E	K_{RO}	n		E	K_{RO}	n
8.7	1990	20.4	17.1	8.7	679	11.9	8.3
12.9	1900	16.6	20.7	12.1	606	9.6	9.7
16.4	1570	12.8	26.6	16.3	505	7.5	11.2
18.6	1430	12.0	23.1	17.4	475	6.6	11.6

Die zugehörigen Rohdichten und Probenanzahlen sowie die Variationskoeffizienten der Rohdichten, der Holzfeuchten und der Elastizitätsmoduln sind in Abschnitt 4.1 in Tabelle 4.3 zu finden. Die Ergebnisse zeigen, ähnlich wie bei den elastischen Eigenschaften, eine klare Abhängigkeit von der Feuchte. Die nichtlinearen Materialparameter zeigen einen deutlichen Abfall von K_{RO} und mit einer Ausnahme, einen Anstieg von n bei steigender Holzfeuchte in beiden anatomischen Richtungen. Eine gute Übereinstimmung ist beim Vergleich der Messdaten mit den Ergebnissen der Regressionsrechnung (s. Abb. 6.4, links) erkennbar. Im Übergangsbereich zwischen elastischem und plastischem Materialverhalten treten Abweichungen auf, was die Anwendung der Modellgleichung jedoch nicht in Frage stellt. Abbildung 6.4 (links) zeigt neben der leicht feuchteabhängigen Form der Kurven auch die unterschiedlichen Festigkeitsniveaus der Messdaten. Gute Regressionsergebnisse wurden auch in tangentialer Richtung erreicht und sind in Abbildung 6.4 (rechts) dargestellt. Der Übergang vom linearen zum nichtlinearen Bereich im Spannungs-Dehnungs-Diagramm erfolgt tangential „kontinuierlicher“ als radial, weshalb der Unterschied zwischen Messdaten und Approximation noch geringer ausfällt.

Im Allgemeinen sind die erhaltenen Messdaten in beiden Richtungen, im gesamten Dehnungsmessbereich und bei allen Feuchtevariationen sehr gut mit der Ramberg-Osgood-Gleichung abbildbar. Die Koeffizienten K_{RO} und n bedeuten eine Erweiterung der elastischen Materialbeschreibung und bilden die Grundlage für plastische Berechnungsmodelle sowie deren Verifikation.

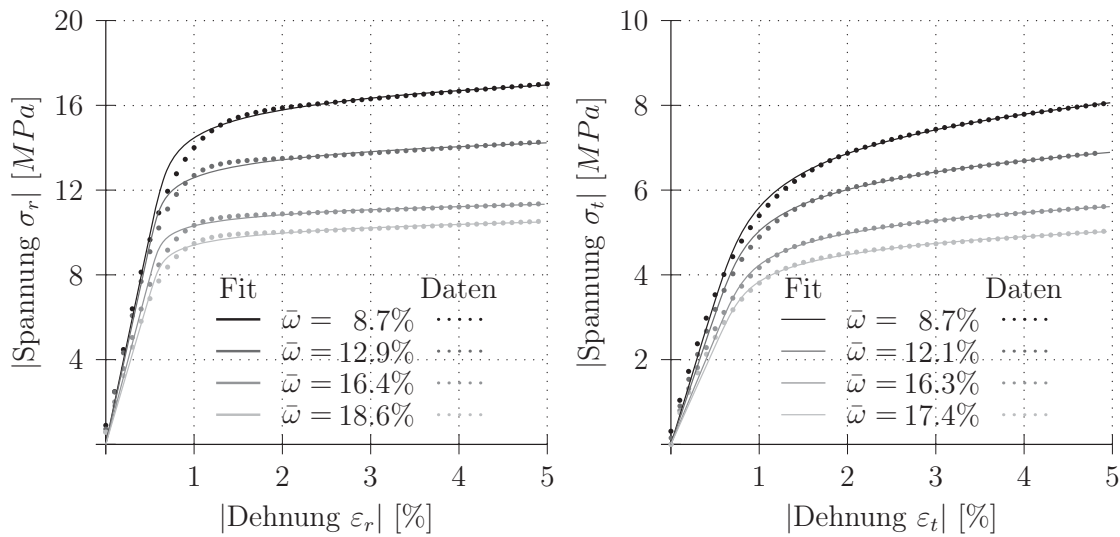


Abb. 6.4: Regression der feuchteabhängigen Druckversuche mit der Ramberg-Osgood-Gleichung: links) radiale Richtung; rechts) tangentielle Richtung.

6.3 Mehrflächenplastizitätsmodell

Im Rahmen der numerischen Simulation erfolgte die Beschreibung des nichtlinearen Materialverhaltens von Rotbuche bei mehraxialer Beanspruchung mittels Mehrflächenplastizitätsmodell (MFP) von RESCH und KALISKE (2010). In Zusammenarbeit mit dem Institut für Statik und Dynamik der Tragwerke (Technische Universität Dresden) wurden feuchteabhängige Parameterkonfigurationen für das in Abschnitt 2.6.2 vorgestellte MFP bestimmt, welche die nichtlinearen Materialeigenschaften unter Druckbelastung abbilden. Zur Bestimmung der benötigten Festigkeitskenngrößen aus Gleichung (2.85) wurde der in Abschnitt 4.1.1 beschriebene Probekörper mittels Finiter Elemente diskretisiert (s. Abb. 6.5a) und der Druckversuch numerisch simuliert. Abbildung 6.5b zeigt eine exemplarische Spannungsverteilung in Belastungsrichtung. Die am Ende der numerischen Simulation plastizierten Bereiche sind in Abbildung 6.5c dargestellt. Unter der Annahme eines isotropen Verfestigungsverhaltens

$$q(\omega) = -K(\omega)\alpha(\omega) \quad (6.1)$$

wurden mit Hilfe eines Optimierungsalgorithmus' die feuchteabhängigen Kenngrößen für das MFP anhand von Materialdaten mit einer Holzfeuchte zwischen $\omega = 8.7\% \dots 18.6\%$ ermittelt. Durch die zeitliche Abtastung der Spannungs- und Dehnungswerte im Versuch

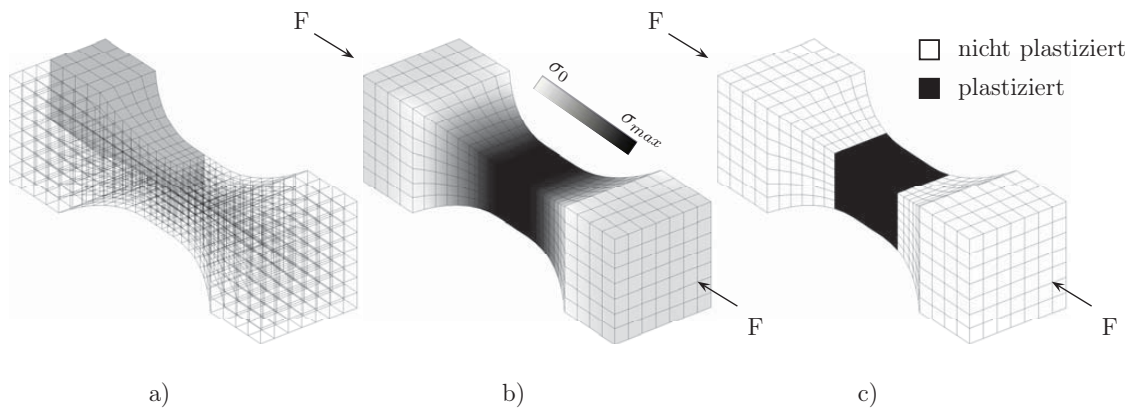


Abb. 6.5: Verwendetes FE-Modell zur Parameterbestimmung: a) Strukturmodell und Diskretisierung; b) exemplarische Spannungsverteilung; c) plastizierte und nicht plastizierte Bereiche zu Versuchsende.

wurden zuerst die Dehnungsstützstellen ε_n mittels linearer Interpolation äquidistant angeordnet und an die der Berechnung angepasst. Danach wurde die Differenz aus den Spannungs-Dehnungs-Diagrammen der Messdaten mit denen der numerischen Simulation in der Zielfunktion

$$S(\omega) = \sum_{i=1}^{\varepsilon_n} [\sigma_{exp}(\varepsilon_i, \omega) - \sigma_{calc}(\varepsilon_i, \omega)]^2 \quad (6.2)$$

zusammengefasst. Die Minimierung der Zielfunktion S mit einem „Nelder-Mead simplex direct search“-Algorithmus (NELDER und MEAD, 1965) lieferte die richtungs- und feuchteabhängigen Materialparameter K und f_c , welche in Tabelle 6.2 zusammengestellt sind. Im Gegensatz zur deutlichen Abnahme der Ingenieurdruckfestigkeiten f_c in radialer und

Tab. 6.2: Feuchteabhängige Materialparameter des Mehrflächenplastizitätsmodells für Rotbuchenholz im Druckbereich

radial			tangential		
ω [%]	f_{cr} [N/mm^2]	K [-]	ω [%]	f_{cr} [N/mm^2]	K [-]
8.7	15.3	0.8	8.7	6.1	8.3
12.9	12.9	0.9	12.1	5.5	7.0
16.4	10.6	0.6	16.3	4.7	5.9
18.6	9.7	0.9	17.4	4.2	6.3

tangentialer Richtung zeigt der Verfestigungsmodul K keine eindeutige Tendenz bei steigender Holzfeuchte. Die radialen Festigkeiten sind mehr als doppelt so gross wie in tan-

gentialer Richtung, wohingegen das tangentielle Verfestigungsmodul ca. zehnmal grösser ist als in radialer Richtung. Letzteres führt zu einem unterschiedlichen Kurvenverlauf der Spannungs-Dehnungs-Diagramme für die beiden Richtungen (s. Abb. 6.6). In beiden unter-

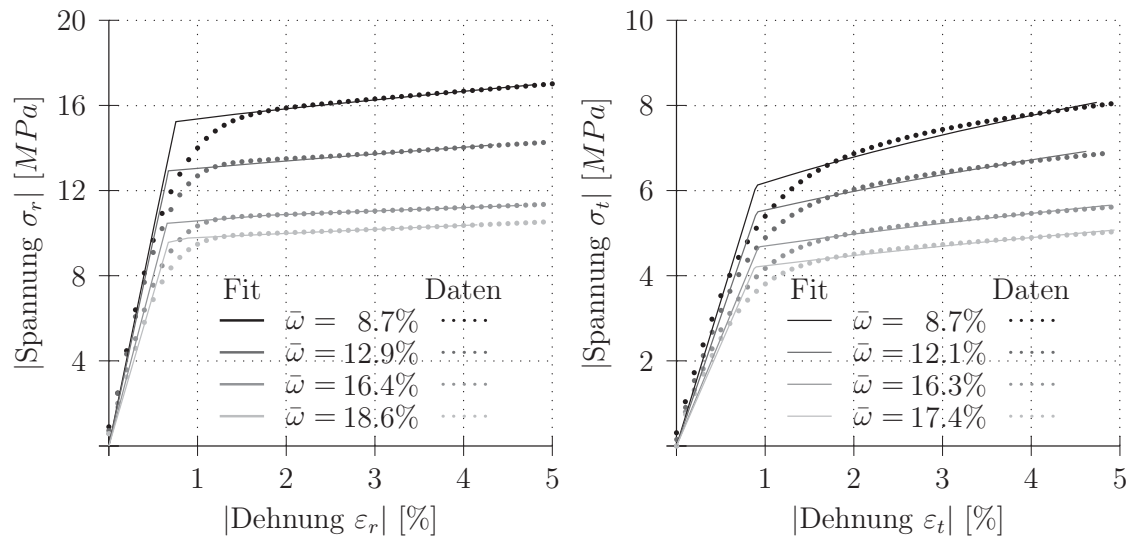


Abb. 6.6: Vergleich der feuchteabhängigen Messkurven mit den optimierten Eingangsgrößen für das Mehrflächenplastizitätsmodell: links) radiale Richtung; rechts) tangentielle Richtung.

suchten Materialrichtungen stimmen die numerisch ermittelten Kurven mit den Messdaten gut überein. Aufgrund der modellbedingten Unstetigkeitsstelle zwischen linear-elastischem Bereich und linearer Verfestigung treten im Übergangsbereich zwischen elastischem und plastischem Materialverhalten Abweichungen auf, welche einen leicht veränderten Beginn des plastischen Bereiches bewirken. Zur Verbesserung dieses Übergangsbereiches könnte das Materialmodell um einen nichtlinearen Verfestigungsansatz erweitert werden.

Ergänzt man die Materialdaten um Druckfestigkeiten in Faserlängsrichtung (s. Tab. 6.3), kann mittels der Fließbedingung (s. Gl. (2.83)) eine Fließfläche definiert werden. In Abbildung 6.7 ist die für eine Holzfeuchte von $\omega = 8.7\%$ bestimmte Fließfläche als Grenzfläche zwischen dem elastischen und plastischen Bereich bei Druckbeanspruchung dargestellt. Die hellgrauen Bereiche kennzeichnen die Kombination aus drei Versagensmoden, mittelgrau sind Bereiche mit zwei und dunkelgrau die mit einem Versagensmode, wobei der Druckbereich in der Abbildung mit negativem Vorzeichen versehen ist.

Vergleicht man die Festigkeitseigenschaften bei unterschiedlichen Holzfeuchten, zeigt sich eine klare Abnahme der Ingenieurdruckfestigkeit bei steigendem Feuchtegehalt. Die

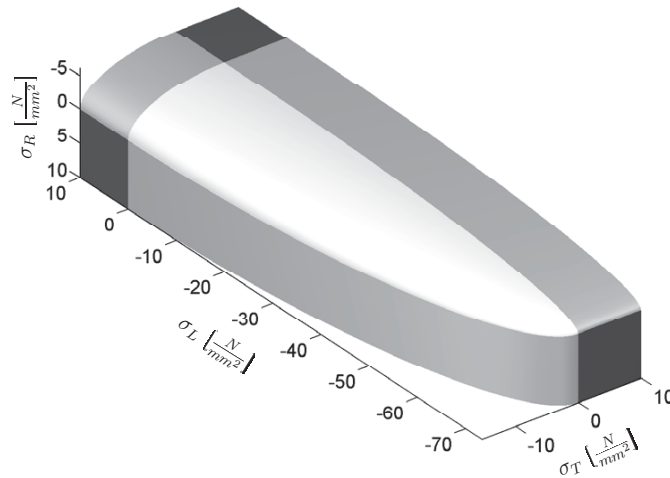


Abb. 6.7: Fliessfläche des MFP für Rotbuchenholz bei einer Holzfeuchte von $\omega = 8.7\%$.

Schnittlinien der feuchteabhängigen Fliessflächen mit den Materialhauptebenen aus Abbildung 6.8 geben einen guten Überblick über die absoluten Unterschiede im Druckfestigkeitsverhalten. Abgesehen von den stark ausgeprägten anatomischen Unterschieden in

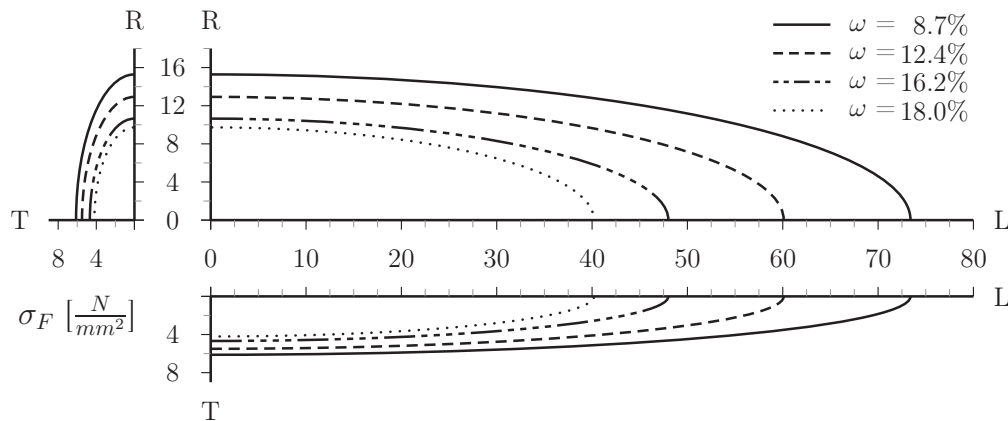


Abb. 6.8: Hauptebenen der Fliessflächen des MFP in Abhängigkeit der Holzfeuchte ω .

den absoluten Festigkeiten ist eine grundsätzlich richtungsunabhängige relative Feuchteabhängigkeit erkennbar. Alle drei Hauptrichtungen zeigen eine sehr ähnliche Verringerung der Festigkeit bei steigender Holzfeuchte. Im Gegensatz dazu unterscheidet sich das Ent- bzw. Verfestigungsverhalten in den einzelnen Hauptrichtungen, was für die radiale

und tangentialer Richtung am Unterschied der Verfestigungsmoduln und in longitudinaler Richtung durch ein sprödes Versagen erkennbar ist (s. Abschnitt 6.1).

6.4 Festigkeiten von Buchenholz

Für die Beschreibung des Festigkeitsverhaltens ist die Kenntnis der maximal ertragbaren Beanspruchung eines Werkstoffes notwendig. Dabei ergeben sich bei den meisten Materialien unterschiedliche Festigkeitswerte in Abhängigkeit von der Beanspruchungsart. Bei den meisten Holzarten kann bei Zug die grösste Belastung bis zum Versagen aufgebracht werden. Gefolgt von Biegung ist die Festigkeit bei Druckbelastung rund halb so gross wie bei Zug. Geringere Festigkeiten treten unter Schub- oder Torsionsbeanspruchung auf. Als Festigkeit wird dabei die Spannung bezeichnet, die sich aus der auf den Ausgangsquerschnitt bezogenen Höchstkraft ergibt. Diese ist bei allen Holzarten auch abhängig von der anatomischen Richtung und dem Holzfeuchtegehalt. Literaturwerte für Holzfestigkeiten sind in KOLLMANN (1951), NIEMZ (1993) sowie POŽGAJ et al. (1993) zu finden, wobei feuchteabhängige Kennwerte fehlen oder unvollständig sind. Scherfestigkeitskenngrössen in Abhängigkeit von der Holzfeuchte wurden für Rotbuche von HORVATH et al. (2008) publiziert. Für eine Einordnung des verwendeten Materials und zur Datenermittlung bei den bereits verwendeten Holzfeuchten wurden Scherfestigkeitsuntersuchungen durchgeführt. Weiterhin wurden Kenngrössen zur feuchteabhängigen Druckfestigkeit ermittelt, die nachgeschaltet zur Bestimmung der elastischen Eigenschaften erfolgten.

6.4.1 Druckfestigkeit

Ergänzend zu den in Abschnitt 6.2 vorgestellten Kennfunktionen bei uniaxialer Beanspruchung wurde für Rotbuchenholz die feuchteabhängige Druckfestigkeit zusätzlich in longitudinaler Richtung ermittelt. Die Ergebnisse aller drei anatomischer Hauptrichtungen sind in Tabelle 6.3 zusammengefasst. Neben der Bruchfestigkeit σ_F ist auch die Bruchdehnung ε_F in longitudinaler Richtung angegeben. In den Richtungen senkrecht zur Faserrichtung trat bei den durchgeführten Messungen kein Bruch bzw. Versagen auf, weshalb beide Bruchkenngrössen für diese Richtungen nicht angeführt sind. Für Vergleiche ist es in der Holzphysik üblich, auftretende Spannungen bei vorgegebenen Dehnungswerten anzugeben. Zu dem häufig verwendeten Spannungswert $\sigma_{5\%}$ bei einer Dehnung von 5% wurde in Tabelle 6.3 ein weiterer Spannungswert $\sigma_{2\%}$ hinzugefügt.

Die Daten zeigen, dass in allen Richtungen die Festigkeit mit steigender Holzfeuchte deutlich absinkt. In Längsrichtung gilt die gleiche Tendenz auch für die Bruchdehnung,

was einen Abfall der Brucharbeit mit steigender Holzfeuchte bedeutet. Weiterhin ist in Längsrichtung ein Anstieg des Variationskoeffizienten beider Messgrößen mit steigender Holzfeuchte festzustellen, was bei den Messgrößen in radialer und tangentialer Richtung nicht beobachtet werden kann. Da dieser Trend bei den Variationskoeffizienten der Holzfeuchten nicht auftritt, wird von einer allgemein geringeren Reproduzierbarkeit der Druckversuche in longitudinaler Belastungsrichtung ausgegangen.

Tab. 6.3: Feuchte- und richtungsabhängige Druckfestigkeit von Rotbuche

	L			R		T	
	ω [%]	σ_F [$\frac{N}{mm^2}$]	ε_F [%]	$\sigma_{2\%}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\sigma_{5\%}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\sigma_{2\%}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	$\sigma_{5\%}$ [$\frac{N}{mm^2}$]
n			19		14		21
\bar{x}	8.7	73.4	0.667	15.9	17.0	6.9	8.1
Var [%]	4.0	8.2	14.7	5.4	7.0	4.5	4.5
n			20		17		22
\bar{x}	12.4	60.1	0.526	13.5	14.3	6.0	6.9
Var [%]	6.8	11.2	19.6	5.6	5.8	3.1	2.9
n			20		17		21
\bar{x}	16.2	48.0	0.414	10.9	11.4	5.0	5.6
Var [%]	11.5	12.9	21.3	3.7	3.9	4.5	5.2
n			18		18		20
\bar{x}	18.0	40.2	0.408	10.0	10.5	4.5	5.0
Var [%]	4.7	15.6	27.5	6.5	7.1	3.2	3.9

6.4.2 Scherfestigkeit

Durch den häufig geringen Widerstand von Holz gegenüber Schubbeanspruchung wird in modernen Berechnungsverfahren dieser Versagensmode mit berücksichtigt (SCHMIDT, 2009). Liegt ein feuchteabhängiges Materialmodell vor, werden feuchteabhängige Scherfestigkeiten in den entsprechenden Scherebenen benötigt. Die Bestimmung dieser Kenngrößen erfolgt im Allgemeinen nach Norm (DIN 52187, 1979). Dieses Verfahren ist in der Literatur umstritten (SRETENOVIC et al., 2004; DENZLER und GLOS, 2007), eignet sich aber zur Identifikation von ingenieurtechnischen Parametern.

Die ermittelten feuchteabhängigen Scherfestigkeiten in den vier Scherebenen sind in Tabelle 6.4 zusammengefasst. Die angegebenen Rohdichten ρ entsprechen den Dichten der Proben im Normalklima (20°C / 65% r.LF). Trägt man die Einzelwerte über der

Tab. 6.4: Feuchte- und richtungsabhängige Scherfestigkeit von Buche (Probenanzahl jeweils $n = 10$)

	LT			LR		RL		TL	
	ω [%]	ρ [$\frac{kg}{m^3}$]	τ_F [$\frac{N}{mm^2}$]	ρ [$\frac{kg}{m^3}$]	τ_F [$\frac{N}{mm^2}$]	ρ [$\frac{kg}{m^3}$]	τ_F [$\frac{N}{mm^2}$]	ρ [$\frac{kg}{m^3}$]	τ_F [$\frac{N}{mm^2}$]
\bar{x}	9.9	697	18.5	696	17.5	686	6.1	698	6.6
Var [%]	1.3	3.1	13.4	3.8	11.3	3.9	11.9	2.7	7.8
\bar{x}	13.9	695	15.7	688	14.2	696	5.7	684	5.5
Var [%]	3.7	4.7	15.3	3.5	9.8	4.2	8.6	3.5	13.1
\bar{x}	17.2	700	13.9	680	11.8	676	5.4	664	5.0
Var [%]	5.2	2.4	9.3	3.1	11.1	4.1	17.6	4.6	18.7
\bar{x}	19.3	702	13.0	705	11.6	685	4.9	681	4.9
Var [%]	9.3	4.9	8.1	3.7	3.9	3.1	6.5	3.3	5.4

entsprechenden Holzfeuchte auf (s. Abb. 6.9), wird ähnlich zur Druckfestigkeit die klare Verringerung der Festigkeiten mit zunehmender Holzfeuchte deutlich. Dabei sind die Ab-

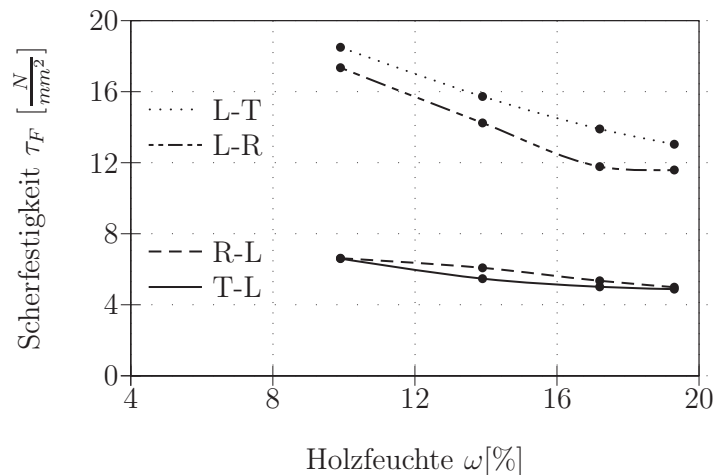


Abb. 6.9: Feuchte- und richtungsabhängige Scherfestigkeit von Rotbuche.

solutwerte in den Scherebenen parallel zur Faser (LT/LR) insgesamt deutlich höher als senkrecht zur Faser (RL/TL). Auch die Feuchteabhängigkeit ist bei Schubbeanspruchung parallel zur Faser stärker ausgeprägt als senkrecht dazu. Die Scherfestigkeiten in der RL-

und der TL-Ebene unterschieden sich dabei fast nicht. Diese Ergebnisse bestätigen die Messdaten von HORVATH et al. (2008), obwohl die Absolutwerte trotz ähnlicher Dichte ein leicht erhöhtes Niveau aufweisen.

7 Simulation von Holzverklebungen

Die numerische Simulation des Verhaltens von Holz und Holzverklebungen wird mit dem Finite-Elemente-Programm Abaqus durchgeführt. Der Werkstoff Holz als biologisches Material mit mikroskopischen und makroskopischen Eigenschaften stellt dabei mit seinem anisotropen, inhomogenen und nichtlinearen Werkstoffverhalten mit stark ausgeprägten Abhängigkeiten zu verschiedenen Einflussgrößen eine besondere Herausforderung dar. Es existieren bereits Modellansätze (z.B. HANHIJÄRVI, 1995; ORMARSSON, 1995; GRIMSEL, 1999; SERRANO, 2000; BECKER, 2002; WEBER, 2006; BLUMER, 2006), welche sich in der Wahl der konstitutiven Komponenten, des Holzmaterials und dem Grad der Approximation unterscheiden und stets eine spezielle Thematik verfolgen. Haupteinflussgrößen für die Berechnung und Bewertung der Beanspruchung in Holzklebverbindungen sind dabei die Holzfeuchte, die Materialorientierung sowie zeitabhängige und irreversible Prozesse. In den nachfolgenden Abschnitten werden Modellierungsvarianten vorgestellt und verwendet, die auf die Anforderungen der jeweiligen Untersuchung abgestimmt sind und die Haupteinflussgrößen entsprechend berücksichtigen. Beginnend mit der Untersuchung des Einflusses verschiedener Parameter auf die Beanspruchung der Klebfuge in der Zug-scherprüfung, wird ein feuchteabhängiges, orthotrop-elastisches Materialmodell eingeführt. Erweitert wird dieses Materialmodell im zweiten Abschnitt durch die Einführung einer direkten Zeitabhängigkeit, da bei verklebten Holzbauteilen die zeitabhängige Änderung der Materialfeuchte eine entscheidende Rolle spielt. Durch eine Variation wichtiger Parameter wird gezeigt, welche Möglichkeiten die viskoelastische Modellierung beinhaltet und welchen Einfluss die einzelnen Parameter auf die Beanspruchung der Klebfuge und damit auf die Anforderungen des verwendeten Klebstoffes haben. Vergleichend werden Messergebnisse von neuartigen Delaminationsversuchen vorgestellt, um einen ersten Ansatz für mögliche Validierungsversuche zeitabhängiger Simulationen aufzuzeigen. Irreversible Prozesse, wie sie bei starker mechanischer Beanspruchung oder zyklischer Be- und Entfeuchtung auftreten können, werden im dritten Berechnungsabschnitt anhand einer elastisch-plastischen Beispielrechnung vorgestellt. Der Einfluss einer veränderlichen Feuchteverteilung auf die Ausbildung plastischer Deformationen einer kreuzweise angeordneten Zweischichtplatte

wird ermittelt und diskutiert. Abschliessend werden die Erkenntnisse zusammengefasst und ihr Einfluss auf die Simulation von Klebverbindungen sowie deren Beanspruchung bewertet.

7.1 Zugscherversuch

Für die Bestimmung der Eigenschaften von Holzklebverbindungen unter Berücksichtigung variierender Parameter der Werkstoffe und der Verklebung werden die standardisierten Zugscherprüfungen nach DIN EN 302 (1992) verwendet. Sie sichern die Vergleichbarkeit der Prüfergebnisse und der geprüften Materialien und liefern die grundlegende Datenbasis für weitergehende Berechnungen. Neben Arbeiten von KÄGI (2005), ALLENSPACH (2006), WYSS (2006) und SCHNIDER (2007) wurden zahlreiche Zugscherfestigkeitsprüfungen an der ETH Zürich durchgeführt. Zur Verbesserung und Überprüfung der verwendeten Versuchsmethodik und zur Bewertung der auftretenden Beanspruchungen in der Klebfuge unter Variation entscheidender Parameter wurde eine numerische Untersuchung der Zugscherprüfung durchgeführt.

Die Simulation der auftretenden Verformungen und Spannungen im Zugscherversuch wurde für zweidimensional modellierte Normproben bereits von ZINK (1995) und an dicken, einschnittig überlappenden Klebfugen von KOCH (1996) durchgeführt. SERRANO (2004) arbeitete an der Simulation des Nachbruchverhaltens der Zugscherproben mit einem dreidimensionalen Modell. Er untersuchte dabei den Einfluss exzentrischer Lasteinleitungen bei drei verschiedenen Klebstoffvarianten und bestätigte den Einfluss des Fügeteils auf die auftretenden Spannungen, welche im Folgenden untersucht werden.

Im Gegensatz zu den durchgeführten Arbeiten von KOCH (1996) und ZINK (1995) wurde ein dreidimensionales Modell einer einschnittig überlappenden Zugscherprobe mit quasiszentrischem Lastangriffspunkt erstellt. Deren Geometrie orientiert sich dabei an der Prüfnorm DIN EN 302 (1992) und ist in Abbildung 7.1 mit der entsprechenden Diskretisierung dargestellt.

Im Simulationsmodell wurde ein linear-elastisches Materialgesetz verwendet, bei dem der Fügepartwerkstoff orthogonal-isotrop mit den mechanischen Kenngrössen von Rotbuchenholz (*Fagus sylvatica* L.) aus Tabelle 4.7 implementiert wurde. Die Klebfuge wurde als isotroper Werkstoff mit einem Elastizitätsmodul von $E = 470\text{N/mm}^2$ und einer Querkontraktion von $\nu = 0.3$ nachgebildet. Zur Verbesserung der Ortsauflösung im Bereich der Klebfuge wurde ein Elementnetz (s. Abb. 7.1) verwendet, welches im Bereich der Klebfuge eine erhöhte Anzahl an Elementen aufweist. Die Wahl einer kinematisch

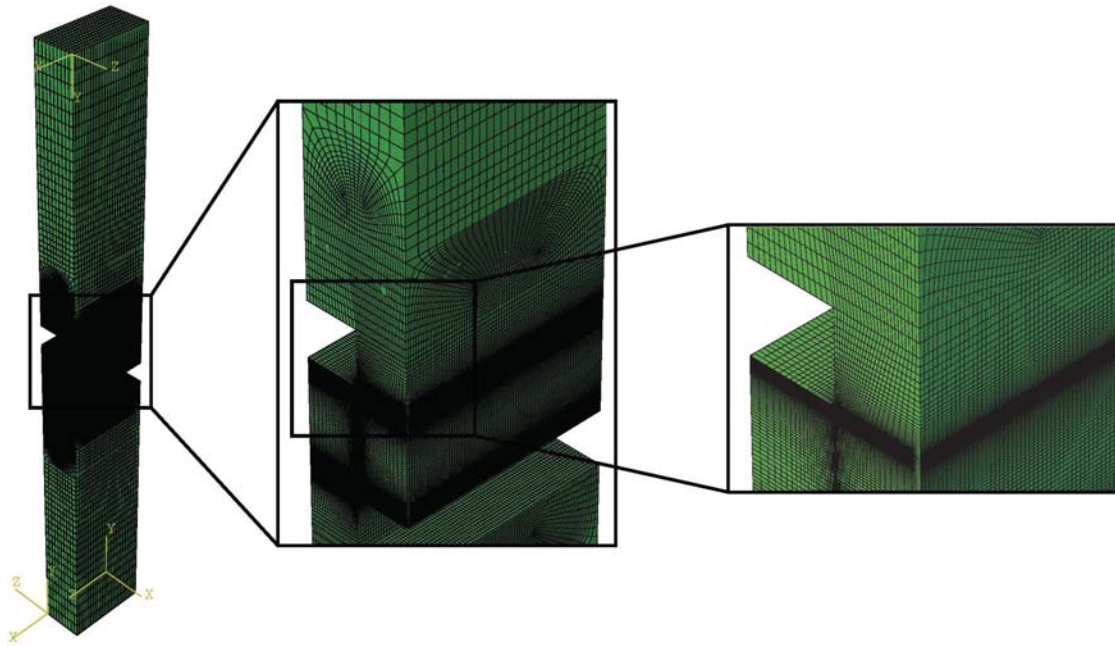


Abb. 7.1: Diskretisierung einer Zugscherprobe zur Ermittlung der in der Klebfuge auftretenden Beanspruchungen.

verträglichen Elementgeometrie und einer verarbeitbaren Elementanzahl stellte aufgrund der geringen Schichtdicke der Klebfuge eine besondere Herausforderung dar. Letztendlich konnte die Klebfuge mit zehn Kontinuumelementen in Dickenrichtung und einem maximalen Verhältnis der Quaderabmessungen von ≤ 10 in der Simulation realisiert werden.

Für die Nachbildung des standardisierten Zugscherversuchs wurde am unteren Ende der Probe eine Einspannung und am oberen Ende eine flächige Krafteinleitung als Randbedingung gewählt. Die Elementierung erfolgte über 8-Knoten-Elemente mit einem linearen Ansatz in den Verschiebungen. Die Randknoten auf der Ober- und Unterseite der modellierten Klebfuge wurden durch Verschiebungszwangsbedingungen an die jeweiligen Fügeteile angebunden. In Abbildung 7.2 sind die signifikanten Schubspannungen im Klebstoff anhand der zur Visualisierung herausgeschnittenen Klebfuge dargestellt. Aufgrund der Probengeometrie stellt sich eine Punktsymmetrie um den räumlichen Mittelpunkt der Klebfuge ein. Quer zur Belastungsrichtung liegt zusätzlich eine Achsensymmetrie der Schubspannungen vor. Diese Symmetrien treten jedoch nur bei symmetrischen Materialrichtungen der Ober- und Unterlage auf.

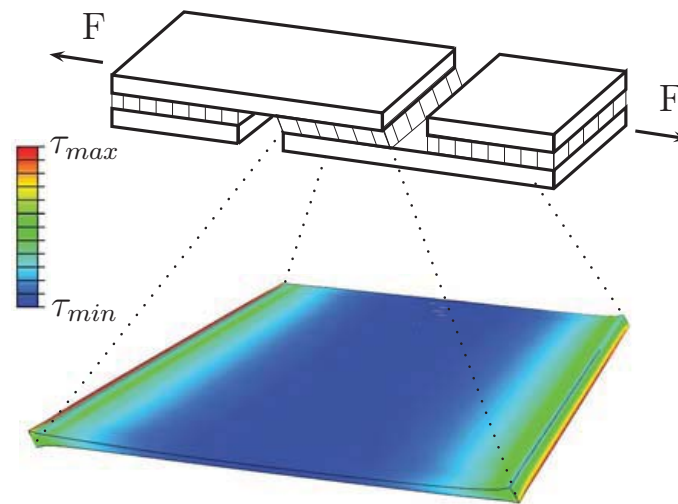


Abb. 7.2: Exemplarische Schubspannungsverteilung in der Klebfuge beim Zugscherversuch.

In den folgenden Abschnitten werden Grundlagen zur Veränderung der Beanspruchung der Klebfuge unter Variation verschiedener Parameter erarbeitet. Zur Quantifizierung der Beanspruchungen wird auf Spannungs- und Dehnungspfade in der Klebfuge, welche in Abbildung 7.3 dargestellt und mit A, B und C bezeichnet sind, zurückgegriffen. Variiert werden der Elastizitätsmodul in Belastungsrichtung der Füge­teile und der Elastizitätsmo-

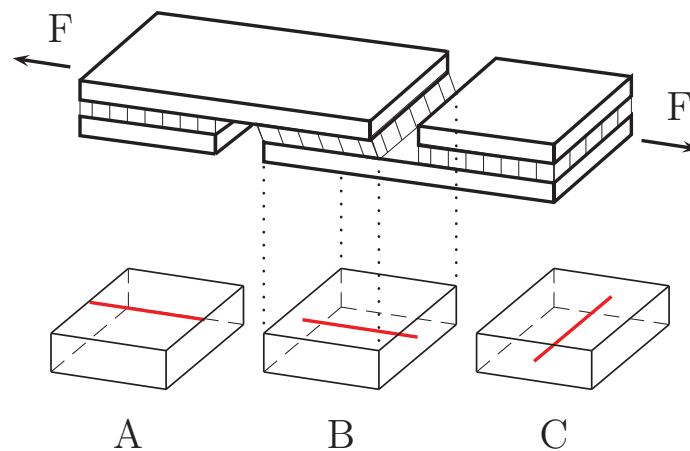


Abb. 7.3: Prinzipskizze der verwendeten Spannungs- bzw. Dehnungspfade in der Klebfuge einer Zugscherprobe.

dul des Klebstoffes, die Materialhauptrichtungen durch eine Variation der Fügeteiljahringwinkel in der RT-Ebene, die Einspannlänge der Proben zur Diskussion unterschiedlicher Prüfbedingungen und die klimatische Vorkonditionierung der Probekörper. Ziel dieser rechnerischen Untersuchungen ist die Bewertung der Auswirkung der genannten Faktoren in Hinblick auf die Art und die Grösse bzw. die Sensitivität auf die berechneten Spannungs- und Dehnungsverläufe in einer beanspruchten Klebfuge. Dazu wird der Einfluss zufällig auftretender Variationen sowie die Auswirkung gezielt veränderter Parameter beim Zugscherversuch unter einer Belastung von 10 N pro 1 mm² verklebter Fläche ermittelt.

7.1.1 Variation des Elastizitätsmoduls

Aufgrund der erwarteten starken Abhängigkeit der Klebfugenbeanspruchung von den Elastizitätsmoduln des Klebstoffes sowie des Holzes werden im Folgenden Variationen dieser Parameter untersucht. Bei der Variation des Fügeteilmoduls wird sich trotz der berücksichtigten Orthotropie auf das längs der Belastungsrichtung orientierte E-Modul (longitudinal - E_L) beschränkt.

Elastizität der Klebfuge

Ausgehend von Literaturwerten für den elastischen Modul für Klebstoffe (KONNERTH et al., 2006) wurden zehn Elastizitätsstufen für das Material des Klebstoffes berücksichtigt. In den folgenden Abbildungen sind die Ergebnisse der Beanspruchung bei variiertem Modul dargestellt. Weiterhin werden die drei verschiedenen Pfade mit ihren Spannungsverteilungen an diesem Beispiel vorgestellt.

Abbildung 7.4 zeigt dabei die Normalspannungskomponente σ_{11} entlang Pfad A (s. Abb. 7.3) zwischen der Klebfuge und dem Fügeteil. Sie ist normal zur Klebfläche orientiert, wird häufig als Hauptkomponente bei Ablösevorgängen bzw. Delamination angeführt und wird auch als Schälspannung (engl.: *peel stress*) bezeichnet. Sie nimmt ihre Extremwerte an den jeweiligen Rändern an, wo auch die grössten Unterschiede der Parameteruntersuchung mit verschiedenen Elastizitätsmoduln der Klebfuge liegen. Aus diesem Grund sind in dieser und in den weiteren Darstellungen die Randbereiche zur besseren Wahrnehmung im Zentrum vergrössert. Die grössten Unterschiede zeigen sich am linken Rand und eingerückt am rechten Ende der Klebfuge, wo gleichzeitig die globalen bzw. lokalen Extremwerte der Schälspannungskomponente auftreten. Von einer quantitativen Bewertung der Absolutwerte an den Rändern wird abgesehen, da numerische Faktoren wie die Netzdichte, die Verschiebungsansatzfunktion sowie materialmodellbedingte Überhöhungen durch nicht berücksichtigte viskose und plastische Einflüsse eine nicht unerhebliche Rolle spie-

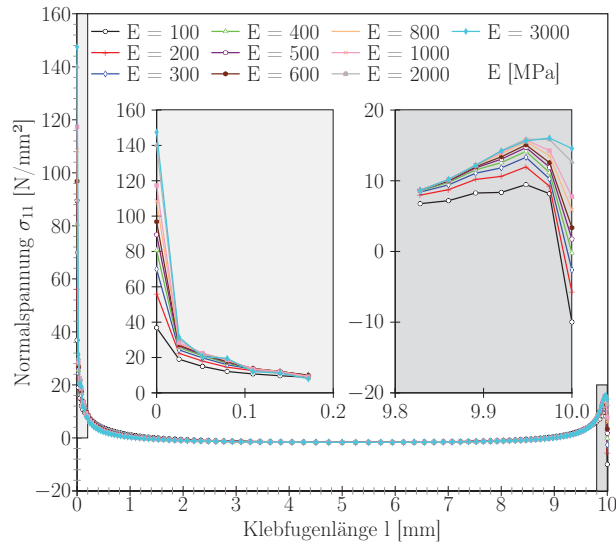


Abb. 7.4: Normalspannungsverteilung σ_{11} entlang Pfad A zwischen der Klebfuge und dem Fügeeteil unter Variation der Elastizität der Klebfuge.

len können. Insbesondere am Übergang zwischen zwei Materialbeschreibungen sind diese Faktoren schwer zu kontrollieren und ihre Auswirkungen nicht ohne weiteres zu interpretieren, weshalb vorrangig mit den Pfaden B und C gearbeitet wurde. Beispielsweise werden beim Betrachten der Schubspannungsverteilung τ_{12} entlang Pfad C in Abbildung 7.5 die bereits angesprochene Symmetrie sowie die deutlich geringer ausfallenden Rand- und Absolutwerte deutlich. Dies wird zum einen durch den senkrecht zur Belastungsrichtung und mittig in der Klebfuge ausgerichteten Pfad und zum anderen durch die andere Spannungs-komponente hervorgerufen. Unter diesen Bedingungen kann die Schubspannungsverteilung über der Klebfugenbreite jedoch als näherungsweise konstant angesehen werden. Dagegen zeigt die Schubverzerrung ε_{12} in der Mitte der Klebfuge in Belastungsrichtung ein ausgeprägt konkaves Profil mit den zu erwartenden verschwindenden Verzerrungen an den freien Rändern und den modulproportionalen Absolutwerten im Mittelteil der Klebfuge (s. Abb. 7.6b). Die entsprechenden Schubspannungen τ_{12} in Abbildung 7.6a zeigen dagegen erwartungsgemäss gleiche Niveaus mit Differenzen im Rand- und Zentralbereich. Mit steigender Elastizität des Klebstoffs vergrößert sich das Verhältnis von Maximalspannung in Randnähe zu Minimalspannung im Zentrum. Die sichtbaren Unterschiede in den auftretenden Maximalwerten sind ebenso bemerkenswert wie die geringe randbedingungsinduzierte Abweichung von der Symmetrie.

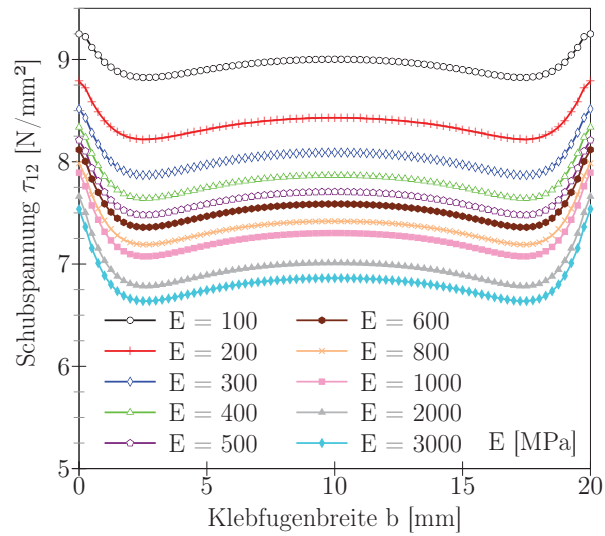


Abb. 7.5: Schubspannungsverteilung τ_{12} entlang Pfad C in der Klebfuge unter Variation der Elastizität der Klebfuge.

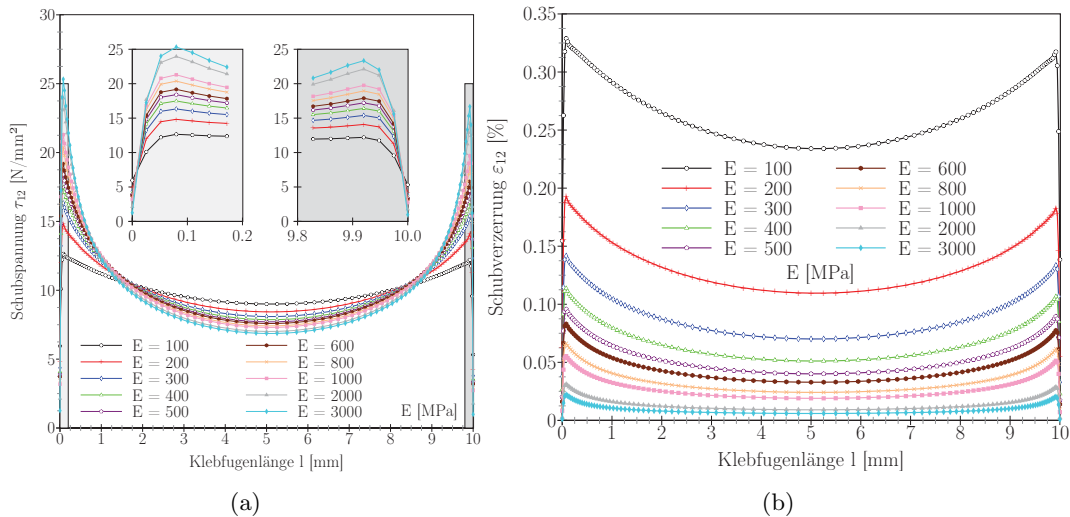


Abb. 7.6: Schubspannungs- (a) und -verzerrungsverteilung (b) entlang Pfad B in der Klebfuge unter Variation der Elastizität der Klebfuge.

Zusammenfassend bewirkt eine vergrößerte Klebfugensteifigkeit, trotz gleichbleibender Belastung, eine erhöhte spannungsbedingte Beanspruchung bei gleichzeitig verringerter Verformung in der Klebfuge.

Elastizität des Fügeteils

Die Auswirkung der Materialeigenschaften des Holzes auf die Beanspruchung der Klebfuge im Zugscherversuch wurde u.a. über die Auswertung des Einflusses der Elastizität des Holzes E_L in Belastungsrichtung ermittelt. Abbildung 7.7 zeigt die Schubspannungsverteilung über der Klebfugenlänge entlang Pfad B bei Modulwerten $E_L = 8000 \dots 20000 \text{ N/mm}^2$. Der Median stellt dabei einen Wert eigener Messdaten dar. Die berechneten Er-

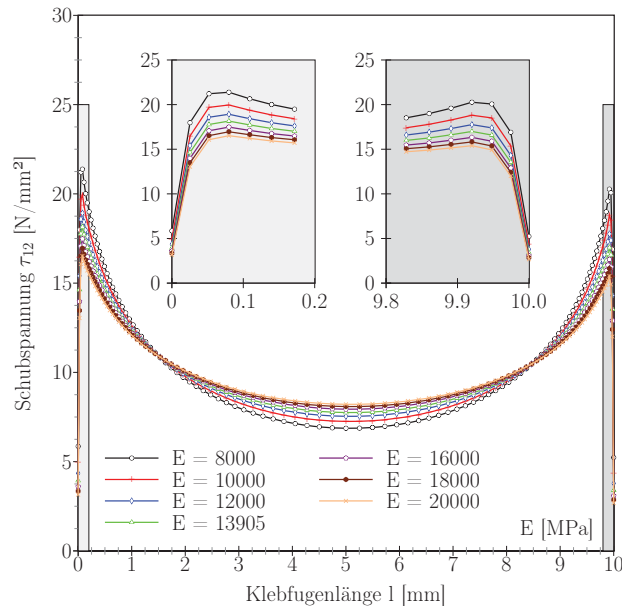


Abb. 7.7: Schubspannungsverteilung entlang Pfad B in der Klebfuge unter Variation der Elastizität des Fügeteils.

gebnisse zeigen grosse Ähnlichkeit mit den vorherigen Untersuchungen der Elastizität der Klebfuge, mit dem Unterschied, dass ein höherer Holzmodul E_L eine Verringerung der Schubspannungsbeanspruchung in der Klebfuge mit sich bringt. Im Gegensatz zu den vorherigen Betrachtungen folgen die Schubdehnungen ε_{12} dem Schubspannungsverlauf auf einem einheitlichen Niveau.

7.1.2 Variation der Fügeteiljahrringwinkel

Bei der Herstellung von Prüfkörpern für die Zugscherprüfung kommt es aufgrund der orthotropen Struktur des Holzes zwangsläufig zu Abweichungen der Fügeteiljahrringwinkel im Versuchsobjekt. Die Normung schreibt einen Jahrringwinkel $GRA = 90 - \theta \geq 30^\circ$ vor. Zur Bewertung dieses Einflusses auf die Beanspruchung der Klebfuge wurden die in Abbildung 7.8 dargestellten Möglichkeiten der Jahrringanzordnung in sieben Winkelstufen

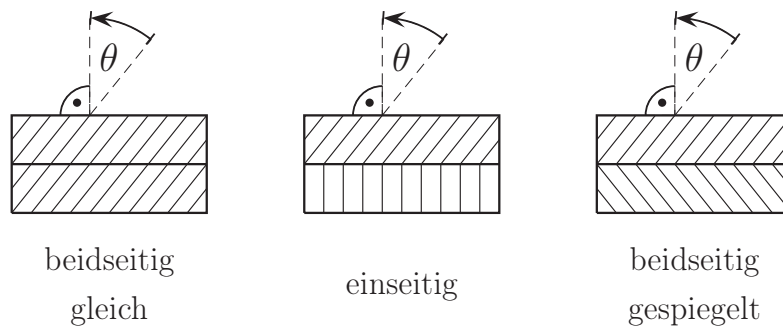


Abb. 7.8: Prinzipskizze der drei verschiedenen Variationen der Jahrringwinkelneigungen der Fügeteile beim Zugscherversuch.

variiert. Dabei wurde bei *beidseitig gleich* und *beidseitig gespiegelt* der Winkel θ in beiden Lamellen und bei der Konfiguration *einseitig* nur derjenige auf der oberen Seite variiert. In letzterer Konfiguration hat die untere Lamelle stehende Jahrringlage bzw. einen Winkel $\theta = 0^\circ$.

Konfiguration 1 - beidseitig gleich

In Abbildung 7.9 ist die Schubspannungsverteilung entlang Pfad B für die sieben Winkelstufen dargestellt. Es treten Unterschiede im Maximalwert von $\approx 2N/mm^2$ auf, wobei liegende Jahrringe ($\theta = 90^\circ$) die Klebfuge stärker beanspruchen. Besonders interessant bei der Untersuchung verschiedener Jahrringkonfigurationen ist Pfad C. Abbildung 7.10 zeigt die dort auftretenden Schubspannungen. Dabei ist zu erkennen, dass für $\theta = 0^\circ$ und $\theta = 90^\circ$ bemerkenswerte Unterschiede entstehen und sich für die Winkelstufen dazwischen die Symmetrie auflöst. Folglich tritt ein zusätzliches Moment in Abhängigkeit der Jahrringlage der Prüfkörperlamellen auf.

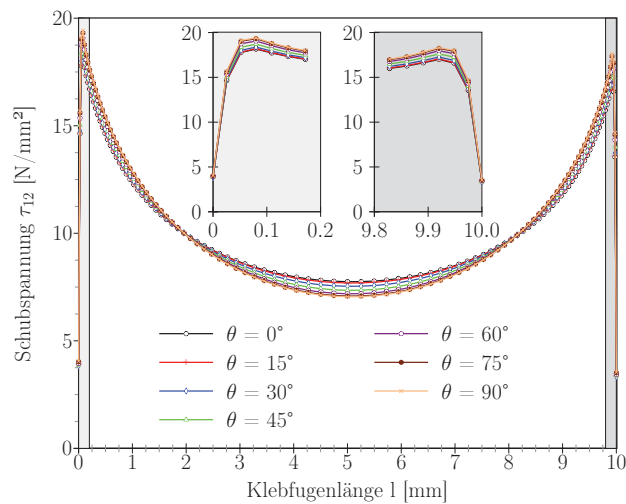


Abb. 7.9: Schubspannungsverteilung τ_{12} entlang dem Pfad B in der Klebfuge unter Variation des Fügeiteilherringwinkels (beidseitig gleich).

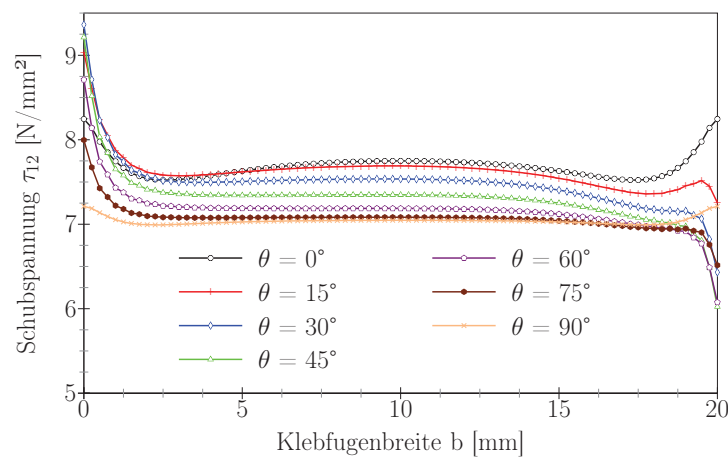


Abb. 7.10: Schubspannungsverteilung τ_{12} entlang dem Pfad C in der Klebfuge unter Variation des Fügeiteilherringwinkels (beidseitig gleich).

Konfiguration 2 - einseitig

Bei der alleinigen Variation des Winkels in der oberen Lamelle ergeben sich die gleichen Veränderungen wie bei Konfiguration 1, jedoch mit geringeren Auswirkungen (s. Abb. 7.11).

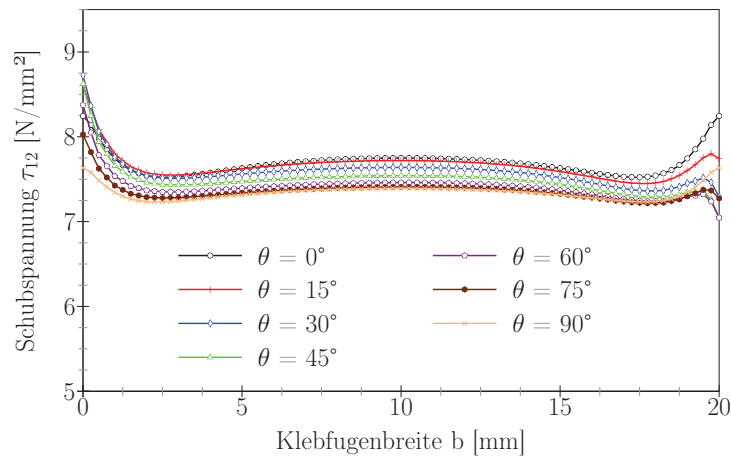


Abb. 7.11: Schubspannungsverteilung τ_{12} entlang dem Pfad C in der Klebfuge unter Variation des Fügeteiljahrringwinkels (einseitig).

Konfiguration 3 - beidseitig gespiegelt

Diese Anordnung der Lamellenjahrringe entspricht der Empfehlung in der Normung. Ähnlich zu Konfiguration 1 gibt es in den Maximalspannungen, abhängig vom Winkel θ , einen Unterschied von ca. 2 N/mm² (s. Abb. 7.12). Bei der Betrachtung des Pfades C lässt sich

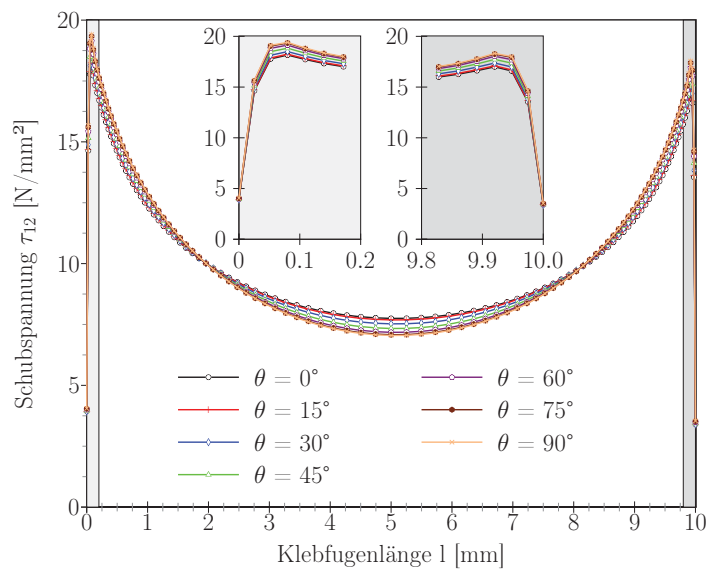


Abb. 7.12: Schubspannungsverteilung τ_{12} entlang dem Pfad B in der Klebfuge unter Variation des Fügeteiljahrringwinkels (beidseitig gespiegelt).

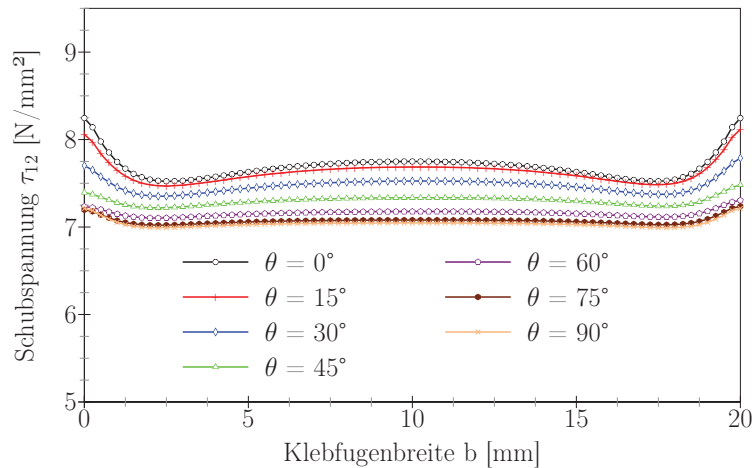


Abb. 7.13: Schubspannungsverteilung τ_{12} entlang dem Pfad C in der Klebfuge unter Variation des Fügeiteiljahrringwinkels (beidseitig - gespiegelt).

erkennen, dass die in den anderen Konfigurationen auftretende Asymmetrie bei den mittleren Winkelstufen unter einer gespiegelten Jahrringordnung wegfällt. Damit entsteht bei gespiegelten Anordnungen kein zusätzliches Moment.

Dieses in Konfigurationen 1 und 2 auftretende zusätzliche Moment ist in seinem Absolutwert vergleichsweise gering, kann jedoch für eine bevorzugte Versagensstelle bzw. Vorzugsrichtung beim Versagen verantwortlich sein. Eine Verklebung mit gespiegelten Jahrringlagen zwischen oberer und unterer Lamelle bei stehenden Jahrringen ($\theta = 0$ bzw. $GRA = 90$) kann die Reproduzierbarkeit erhöhen und die auftretenden Streuungen minimieren und ist daher zu empfehlen.

7.1.3 Variation der Einspannlänge

Es ist bekannt, dass durch die Geometrie der Zugscherprobe zusätzliche Momente in den Prüfkörper und damit in die Klebfuge eingetragen werden. Die Größe dieser Momente hängt auch von der Entfernung der Klebfuge zu den Einspannungen ab, welche sich an verschiedenen Prüfmaschinen unterscheiden können. Zur Bewertung dieses Einflusses wurden die Einspannungen der Prüfmaschine virtuell auf fünf verschiedene Einspannlängen (Abstand zwischen oberer und unterer Einspannung der Prüfmaschine) eingestellt. In Abbildung 7.14 sind die resultierenden Schubspannungsverteilungen entlang Pfad B in der Klebfuge dargestellt. Im Vergleich zur Variation von Moduln bzw. der Jahrringwinkel sind

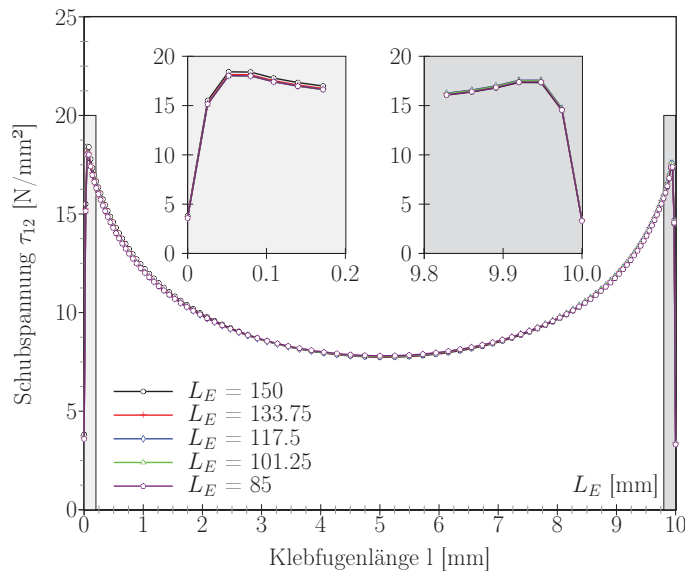


Abb. 7.14: Schubspannungsverteilung τ_{12} entlang dem Pfad B in der Klebfuge unter Variation der Einspannlänge der Zugscherversuchsprobe.

die Unterschiede der Schubspannungen in der Klebfuge deutlich geringer. Der Einfluss der Einspannlänge kann somit in den praktisch relevanten Variationen vernachlässigt werden.

7.1.4 Variation der Vorkonditionierung

Von der Verklebung bis zur Zugscherprüfung der Holzklebverbindungen kann ein durchgehend identisches Klima und eine demnach auch gleichbleibende Holzfeuchte der Proben nur selten gewährleistet werden. Daher kann es zu Unterschieden in der Holzfeuchte der Probekörper zwischen der Verklebung und der Prüfung kommen, welche zu ungewollten Vorspannungen und daraus resultierenden veränderten Festigkeitswerten führen können. Durch die numerische Simulation der Verklebung bei verschiedenen Klimabedingungen und die anschließende virtuelle Prüfung dieser Probekörper im Standardklima ($20^{\circ}\text{C}/65\%$ r.LF $\approx \omega = 12\%$) soll gezeigt werden, welchen Einfluss mögliche Abweichungen in der Klimatisierungsgeschichte auf die Ergebnisse der ermittelten Zugscherfestigkeit bzw. der Beanspruchung der Klebfuge haben können. Die bisher verwendete Modellierungsmethode wurde durch eine vorgeschaltete Feuchte-Verformungsrechnung erweitert. Die grundlegende Vorgehensweise und eine ausführliche Beschreibung der verwendeten Eingangsgrößen werden in den Abschnitten 2.7 und 7.2 erläutert.

Abbildung 7.15 zeigt die Schubspannungsverläufe der Verklebung bei unterschiedlichen Klimastufen. Aus Gründen des Rechenaufwandes konnte für die Berechnungen mit Feuch-

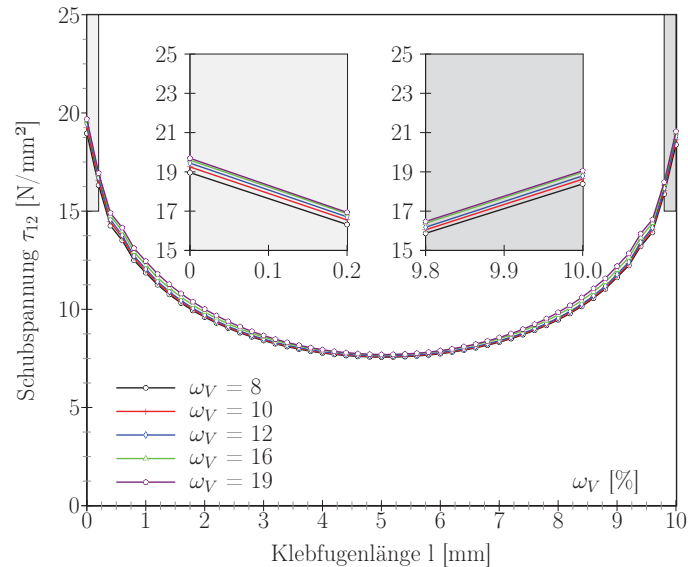


Abb. 7.15: Schubspannungsverteilung τ_{12} entlang dem Pfad B in der Klebfuge unter Variation der Verklebungsholzfeuchte und einer Zugscherprüfung bei $\omega = 12\%$ Holzfeuchte.

tigkeitskenngrößen die vorgestellte Vernetzung (s. Abb. 7.1) nicht beibehalten werden. Die entsprechenden Knotenpunkte bieten eine sichtbar geringere Ortsauflösung (s. Randbereiche in Abb. 7.15), die Auswirkungen der Vorkonditionierung sind dennoch gut erkennbar.

Bei einem Feuchteunterschied von 1% Holzfeuchte verändern sich die Spannungswerte in den Randbereichen um bis zu 0.12 N/mm^2 . Dabei sind die Auswirkungen einer trockenen Verklebung und anschließenden Prüfung im Normalklima größer als bei feuchter Verleimung. Insgesamt sind die Beeinflussungen durch Feuchteschwankung beim Verkleben einzelner Zugscherproben in den angegebenen Bereichen gering. Ein Verkleben von Holzlamellen, deren Konditionierung und anschließender Probenzuschnitt variieren wurde bisher nicht untersucht, sollte aufgrund dieser häufigen Vorgehensweise für ein ganzheitliches Urteil jedoch ergänzt werden.

Im Allgemeinen kann eine wesentliche Verringerung der Streuung erreicht werden, wenn die Parameter: Vorkonditionierung der Proben, Jahrringlage der Probekörper sowie deren Elastizitätsmodul in Belastungsrichtung möglichst geringen Schwankungen unterliegen.

Dabei bewirkt der Elastizitätsmodul des Füge­teils die grössten Veränderungen der Beanspruchung. Die Orientierung der Jahrringe kann allerdings die Rissinitiierung verändern und damit die erhaltenen Festigkeitswerte beeinflussen. Grundsätzlich sollten für aussagekräftige Ergebnisse vergleichbare Rahmenbedingungen zur Verfügung stehen und die Streubreite der angesprochenen Parameter für eine hohe Reproduzierbarkeit entsprechend klein gehalten werden.

7.2 Zweischichtige Platte (viskoelastisch)

Mit dem Ziel, eine Berechnungs- und Bewertungsmethode für die Beanspruchung von Klebfugen zu entwickeln, wurde mit den ermittelten Materialeigenschaften ein erweitertes Materialmodell erstellt. Die Implementation dieses Modells erfolgte als benutzerdefiniertes Material in das kommerzielle Programmsystem Abaqus. Mit dem hauptsächlichen Anliegen der Einschätzung bestimmter Konfigurationsparameter von verklebten Platten auf die Beanspruchung der Verklebung wurde ein Versuchsbeispiel kreiert.

Zum besseren Verständnis wurden Zweischichtplatten verwendet, da eine Beschreibung von Dreischichtplatten mit zwei Klebfugen sehr komplex ist, die grundlegenden Ergebnisse jedoch starke Ähnlichkeiten aufweisen.

7.2.1 Simulationsmodell

Wird eine Änderung der Umgebungsfeuchte zur Hauptbelastung für ein Bauteil, spielt aufgrund der auftretenden Diffusionsprozesse und der steten Änderung der Holzfeuchteverteilung der Einfluss der Zeit eine entscheidende Rolle. Aus diesem Grund wurde die Berechnung zweier verklebter Platten, mit einem zu Kapitel 7.1 um feuchteabhängige, viskoelastische Eigenschaften erweiterten Materialmodell, durchgeführt. Der Klebstoff wurde als zeitunabhängiger, isotroper Werkstoff mit feuchteabhängigem Diffusionsverhalten modelliert.

Dabei beginnt jede Berechnung mit der Bestimmung des zeitlichen Verlaufs der Holzfeuchteverteilung im Bauteil und stellt somit eine einseitige Kopplung zwischen Holzfeuchte und Verformung dar.

Für den Feuchtetransport im Klebstoff wurden die in Abschnitt 3.3.2 ermittelten und in Tabelle 3.6 angegebenen Daten umgeformt und verwendet. Es ergibt sich mit einer exponentiellen Feuchteabhängigkeit

$$D = D_0 e^{a_0 \omega} \quad (7.1)$$

für den Klebstoff ein $D_0^K = 1.2589 \times 10^{-3} [mm^2/h]$ und ein $a_0^K = 0.1253 [-]$. Die Kenngrößen für den Feuchtetransport in Buchenholz sind in Tabelle 7.1 zusammengestellt. Die anschließende Berechnung der mechanischen Kenngrößen erfolgt über einen internen Iterationsprozess (s. Abschnitt 2.7).

Unter Beachtung von Gleichung (2.31) und der Linearisierung der elastischen Eigenschaften über der Feuchte, hier am Beispiel des Elastizitätsmodul in longitudinaler Richtung

$$E_L = a_1 \omega + a_0, \quad (7.2)$$

Tab. 7.1: Diffusionskenngrößen für Buchenholz nach Gleichung (7.1)

Richtung	ϱ_0 [$\frac{kg}{m^3}$]	σ_D [$\frac{mm}{h}$]	D_0 [$\frac{mm^2}{h}$]	α_0 [-]
Radial	700	0.349	0.0263	0.199724
Tangential	710	0.348	0.0037	0.26528
Longitudinal	650	3.270	21.8999	-0.038545

sind die verwendeten elastischen Parameter in Tabelle 7.2 angegeben. Weiterhin können die für die Initialisierung in Gleichung (2.110) benötigten Kenngrößen für das Quell- und Schwindverhalten direkt Tabelle 3.3 entnommen werden. Die für Gleichung (2.113) erfor-

Tab. 7.2: Feuchteabhängige elastische Kennfunktionen für Buchenholz

	E_L [$\frac{N}{mm^2}$]	E_T [$\frac{N}{mm^2}$]	E_R [$\frac{N}{mm^2}$]	G_{LT} [$\frac{N}{mm^2}$]	G_{RT} [$\frac{N}{mm^2}$]	G_{LR} [$\frac{N}{mm^2}$]	ν_{lt} [-]	ν_{tr} [-]	ν_{lr} [-]
a_0	17137	885	2566	1100	668	1482	0.144	0.655	0.128
a_1	-282	-23	-60	-18	-15	-15	-0.0047	-0.0013	-0.0043

derlichen viskoelastischen Kenndaten können in Abschnitt 5.2 aus Tabelle 5.3 abgelesen und eingesetzt werden.

7.2.2 Überprüfung der Implementierung anhand einer Testrechnung

Für die Kontrolle der korrekten Implementierung des Materialmodells in die User-Subroutine von Abaqus wurden verschiedene Testrechnungen in Form eines uniaxialen Zugversuchs durchgeführt. Überprüft wurden neben der Elastizität, dem Quellen und Schwinden sowie dem Kriechverhalten auch die jeweiligen Feuchteabhängigkeiten. Exemplarisch wird anhand zwei einfacher Lastfälle das Materialverhalten des entworfenen Berechnungsmodells dargestellt.

Abbildung 7.16 zeigt die verwendete Geometrie des FE-Modells. An der rechten Seite der Zugprobe ist die mechanische Belastung veranschaulicht, eine Einspannung mit ihren entsprechenden Verschiebungs- und Verdrehungsrandbedingungen ist am linken Rand gekennzeichnet. Auf dem Vernetzungsgitter sind weiterhin Marker zu sehen, welche die Flächen für die Feuchtebelastung widerspiegeln.

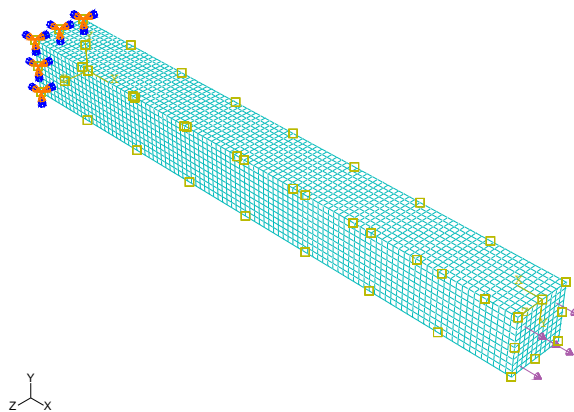


Abb. 7.16: Geometrie und Randbedingungen des Zugversuchs als Testbeispiel.

Als erster Lastfall wurde eine Trocknung von 20% auf 10% Holzfeuchte ohne äussere mechanische Belastung gewählt, um die Auswirkungen auf das zeitlich veränderliche Feuchtefeld bzw. die aufgrund des Schwindverhaltens resultierenden Dehnungen zu überprüfen. Abbildung 7.17 zeigt die Dehnungen und die Entwicklung der Holzfeuchte im Schwerpunkt des Probekörpers. Durch die im Probeninneren auftretende Holzfeuchte von $\omega < 10.02\%$

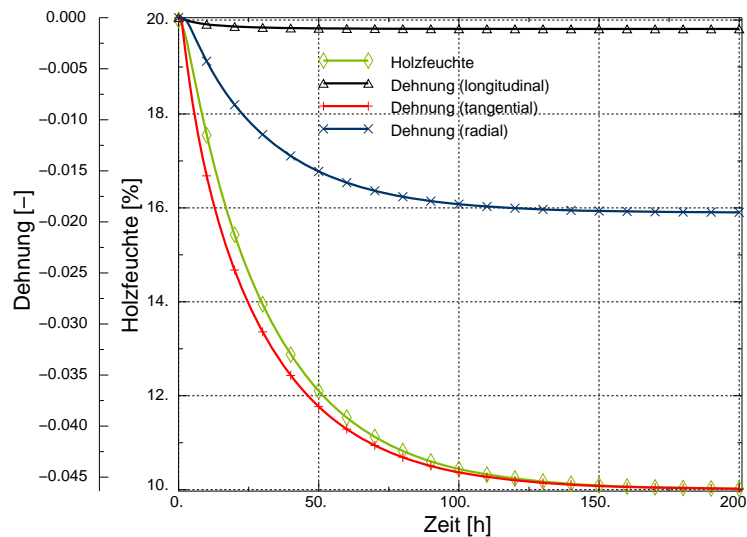


Abb. 7.17: Schwinddehnungen und Holzfeuchteverlauf im Testzugversuch bei einer Trocknung von 20% auf 10% Holzfeuchte im Schwerpunkt des Probekörpers.

nach 200h Trocknung kann von einem praktischen Ausgleichsfeuchtezustand ausgegangen werden. Demzufolge können die auftretenden Dehnungen nach 200h den Schwinddehnungen bei einer Holzfeuchteänderung von $\Delta\omega = 10\%$ zugeschrieben werden. Die Konsistenz der Berechnungsabsolutwerte ergibt sich bei dem Vergleich der berechneten Werte mit den Messdaten aus Tabelle 3.3.

Im zweiten Lastfall bildet das Materialverhalten bei einachsiger Be- und Entlastung mit einer konstanten Last bei einer konstanten Holzfeuchtigkeit ab (s. Abb. 7.18). Durch die

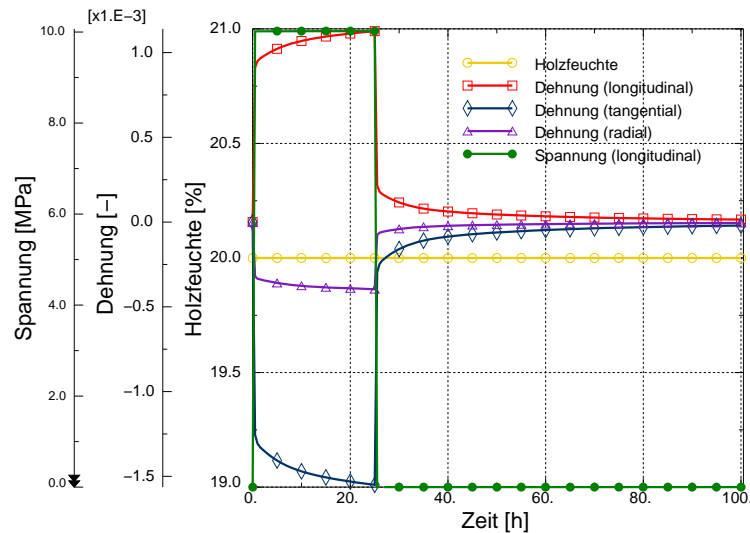


Abb. 7.18: Elastische Dehnungen und Kriechdehnungen im Testzugversuch bei einer Belastung von 10 MPa im Schwerpunkt des Probekörpers bei konstanter Holzfeuchte.

Belastung mit einer Spannung in longitudinaler Richtung von $\sigma_L = 10$ MPa kommt es zur erwarteten elastischen Dehnung in longitudinaler Richtung und durch die Kopplung über die Querkontraktion zu den entsprechenden Dehnungen senkrecht zur Belastungsrichtung. Die anhaltend konstante Belastung bewirkt weiterhin einen Anstieg der Dehnungen nach dem beschriebenen viskoelastischen Materialverhalten. Bei Entlastung springen die Dehnungen wieder um ihren elastischen Anteil zurück und es folgt das charakteristische Rückkriechen. Diese sogenannte *Retardation* erfolgt aufgrund der bereits verstrichenen Zeit etwas langsamer als das Kriechverhalten und ist nach der doppelten Belastungszeit (50h) sichtbar > 0 .

Weiterhin wurden die elastischen und die viskoelastischen Eigenschaften erfolgreich auf ihre Feuchteabhängigkeit hin untersucht, was die Funktionsweise der orthotropen, feuchte- und zeitabhängigen Benutzermaterial-Unterfunktion in Abaqus bestätigt.

7.2.3 Klebfugenbeanspruchung bei unterschiedlichen Verklebungsvarianten

Im folgenden Unterkapitel werden die Beanspruchungen ermittelt und ausgewertet, welche unter Berücksichtigung verschiedener geometrischer, zeitlicher und materieller Einflüsse durch die Trocknung von zwei verklebten Holzplatten auf deren Klebfuge wirken.

Für das verwendete Finite-Elemente-Modell wurden zwei Holzplatten (100mm x 100mm x 20mm) mit einer 0.1mm dicken Klebstoffschicht verbunden. Als Übergangsbedingung wurde zwischen den Materialgrenzen eine Nullverschiebung gewählt. Die Modellierung erfolgt über die Ausnutzung von zwei Symmetrieebenen, weshalb nur ein Viertel des Gesamtbauteils berechnet werden muss. Die Vernetzung und die Einordnung in das Bauteil sind in Abbildung 7.19 dargestellt. Um eine ausreichende Auflösung bei erhöhten Spannungsgra-

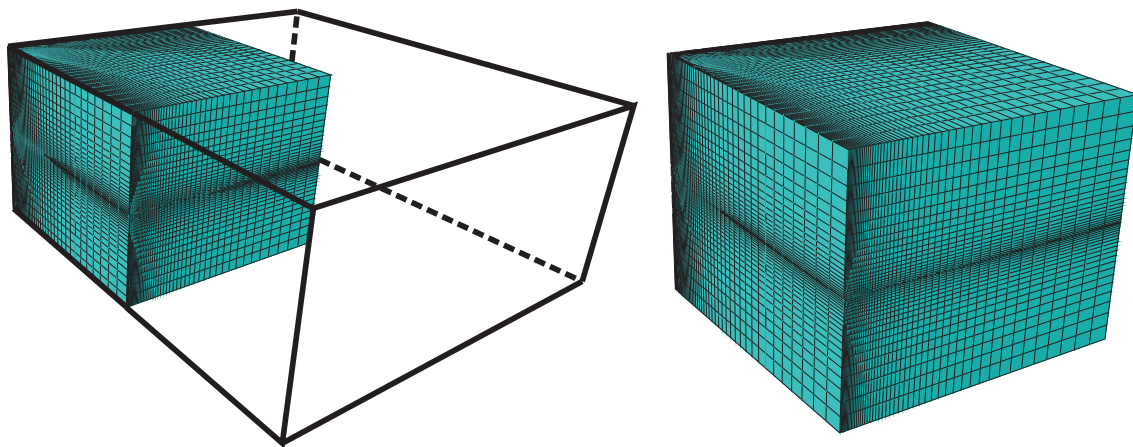


Abb. 7.19: FE-Geometriemodell einer verklebten Zweischnittplatte mit nichtäquidistanter Vernetzung unter Ausnutzung vorhandener Symmetrien.

dienten und gleichzeitiger Reduzierung des Rechenaufwandes zu gewährleisten, erfolgt die Vernetzung über ein nichtäquidistantes Netz. Die Klebfuge wurde mit zehn Kontinuums-elementen in Dickenrichtung abgebildet. Als Elementtyp wurden für alle Schichten lineare Achtknoten-Elemente verwendet.

Berechnung der Feuchteverteilung

Als Grundlage für die Berechnung der auftretenden Spannungen und Verformungen wird zuerst die zeitliche Feuchteverteilung in der Zweischichtplatte berechnet. Je nach späterer Berechnungsvariante müssen die Richtungsabhängigkeiten auch beim Feuchtetransport berücksichtigt werden. Dies betrifft neben dem Diffusionsverhalten auch die Feuchtigkeitsaufnahme über den Oberflächenadsorptionskoeffizienten. Dessen Richtungsabhängigkeit

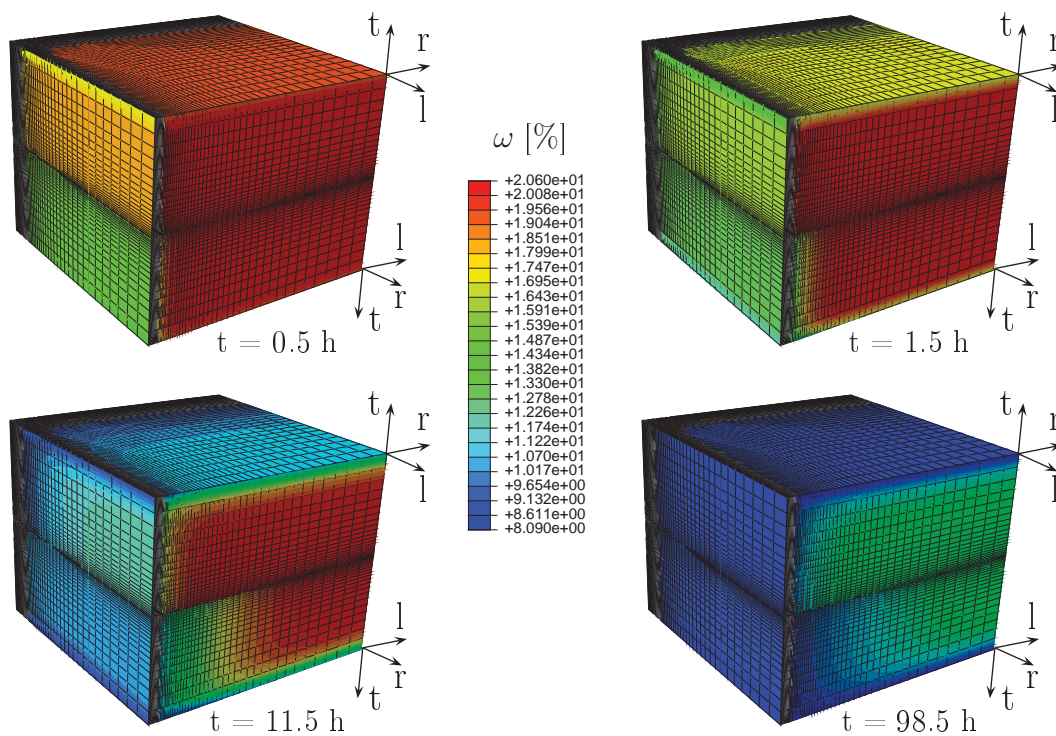


Abb. 7.20: Entwicklung der Holzfeuchteverteilung in einer kreuzverklebten Zweischichtplatte bei einer Trocknung von $\omega = 20.6\%$ auf 8.09% (entspricht einer Klimatisierung von 95% r.LF auf 35% r.LF).

ist in Abbildung 7.20 jeweils an der linken Aussenseite des Modells als Unterschied zwischen der oberen und der unteren Holzschicht zu erkennen. Durch die gekreuzte Verklebung der beiden Platten liegen unterschiedliche anatomische Ebenen des Holzes am Rand vor, was eine unterschiedliche Feuchteaufnahme zur Folge hat. Trotz gleicher äusserer Feuchteeinwirkung kommt es an den Rändern der Probe zu unterschiedlichen Holzfeuchten. Ähnlich zeigen sich die richtungsabhängigen Diffusionseigenschaften, die vor allem in den

beiden unteren Ergebnisdarstellungen die verschiedenen Geschwindigkeiten bei der Feuchteausbreitung in den einzelnen Schichten ausweisen.

Auswertemethodik

Die vielfältigen Möglichkeiten der Berechnung sowie der anschliessenden Auswertung der Ergebnisse führt notwendigerweise zu einer Festlegung auf bestimmte Methoden. In Bezug auf die Simulationsdauer wurde anhand einer Beispielrechnung die Holzfeuchteentwicklung in der Probenmitte berechnet (s. Abb. 7.21). Als Kompromiss zwischen einem

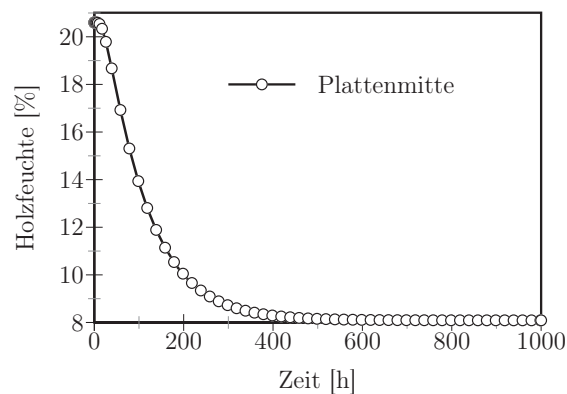


Abb. 7.21: Entwicklung der Holzfeuchte in der geometrischen Mitte der kreuzverklebten Zweischichtplatte bei einer Trocknung von $\omega = 20.6\%$ auf 8.09% (entspricht einer Klimatisierung von 95% r.LF auf 35% r.LF).

nicht zu hohen Rechenaufwand und einem möglichst genauen Holzfeuchteausgleichszustand der Proben nach der Trocknung wurde eine Simulationszeit von $500h$ festgelegt. Zu diesem Zeitpunkt ist die Holzfeuchte im Probeninneren bereits unter 8.2% gesunken. Weiterhin wurden die in Abbildung 7.22 dargestellten Datenpfade in der Klebstoffschicht definiert, um eine vereinfachte Ergebnisdarstellung zu gewährleisten. Sie dienen als räumliche Koordinaten für die Abbildung von Ergebnisgrößen wie Spannungen oder Dehnungen. Bei der Berechnung von Verklebungen werden meist Schub- und Schälspannungen bzw. -dehnungen ermittelt, wobei letztere orthogonal zur Klebfuge wirken. Zur Gewährleistung der Vergleichbarkeit wurde für die durchgeführten Parameterstudien neben den spezifischen Parameterkonfigurationen die kreuzweise verklebte Zweischichtplatte zu einem Zeitpunkt von $t = 98h$ als Standard- und Vergleichskonfiguration gewählt.

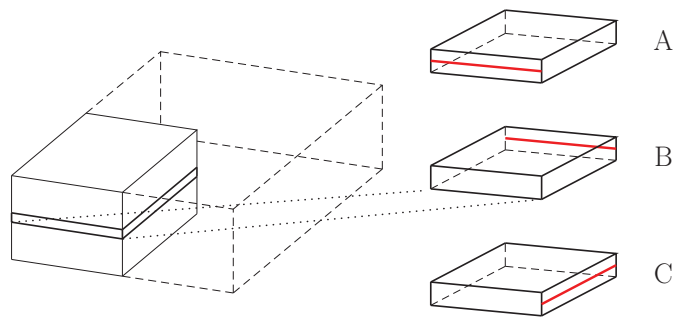


Abb. 7.22: Prinzipskizze der Spannungs- bzw. Dehnungspfade in der Klebfuge bei den Plattenberechnungen. Einordnung der Klebfugenlage in den Gesamtversuchskörper (links) und Lage der Pfade in Relation zur Klebfuge (rechts).

Kreuzweise verklebte Standardplatte

Die Schub- und Schälspannungen sind am Beispiel einer kreuzweise verklebten Zweischichtplatte in den Abbildungen 7.23 und 7.24a entlang Pfad A und in Abbildung 7.24b entlang Pfad C in Abhängigkeit der Zeit dargestellt. Die Schubspannungen steigen im Pfad A in Richtung der Probenecke (Pfadende) kontinuierlich an. Ähnlich ist dieser stete Anstieg

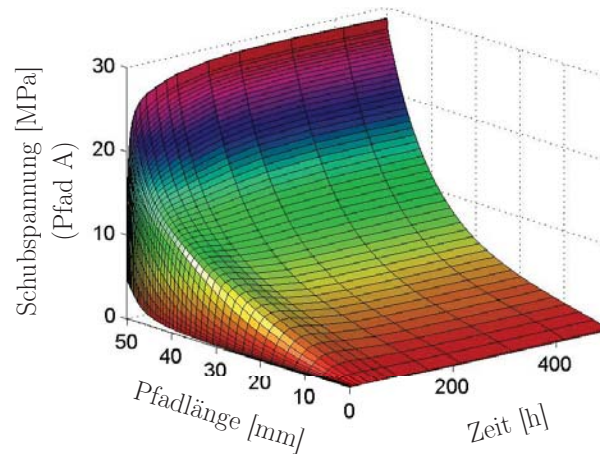


Abb. 7.23: Schubspannung entlang Pfad A in einer kreuzweise verklebten Zweischichtplatte in Abhängigkeit von der Zeit.

über der Zeit zu beobachten. Im mittleren Randbereich bildet sich jedoch nach ca. 5h ein Maximum aus, was sich mit der Zeit einem spezifischen Niveau anpasst. Ein gleichartiges Verhalten zeigt die Schälspannung entlang Pfad A. Ihre Absolutwerte sinken hingegen auch

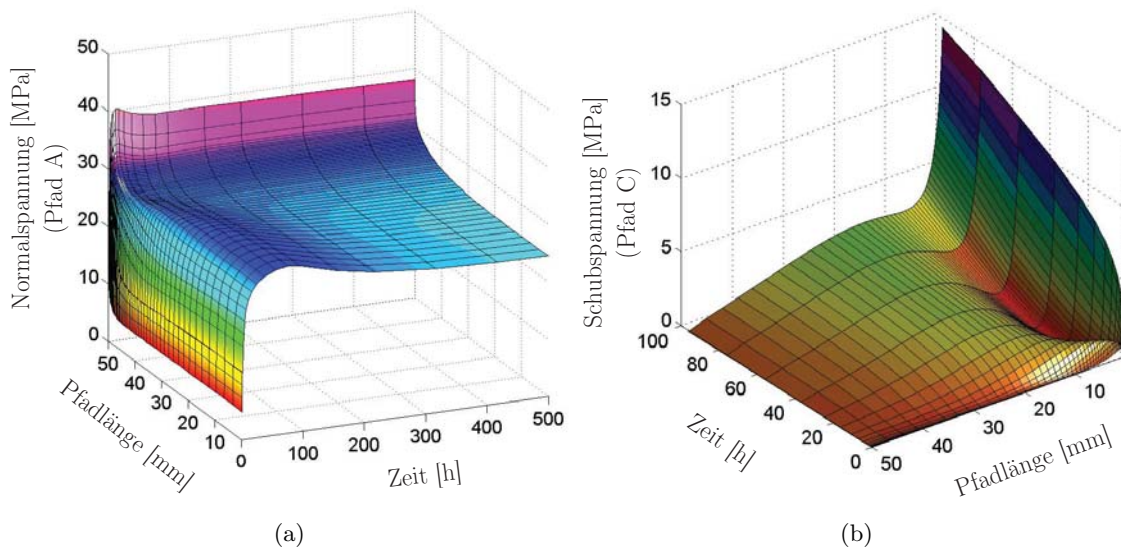


Abb. 7.24: Spannungen in der Klebfuge einer kreuzweise verklebten Zweischichtplatte in Abhängigkeit von der Zeit: (a) Normalspannung entlang Pfad A; (b) Schubspannung entlang Pfad C.

im randnahen Bereich nach einer gewissen Zeit wieder ab. Ihr Niveau liegt dabei deutlich höher als das der Schubbeanspruchung, weshalb die Schälspannung auch als Hauptursache für Delaminationen angesehen wird.

Dies wird auch durch die Schubspannung in Abbildung 7.24b bestätigt, die deutlich niedrigere Werte aufweist. Durch die Orientierung ins Probeninnere und aufgrund des Diffusionsverhaltens ist die Schubspannungsverteilung durch ein zeitlich und räumlich wanderndes lokales Maximum gekennzeichnet. Aufgrund des Aufbaus einer kreuzverklebten Zweischichtplatte gibt es eine Symmetrie in den Spannungskomponenten zwischen den Pfaden B und C. Abbildung 7.25 zeigt diesen Zusammenhang sowie die Verläufe und Niveaus der Normal- und Schubbeanspruchung vom Probenrand zur Mitte entlang der beiden Pfade. Die auftretenden Absolutwerte, speziell in den randnahen Bereichen, sind aufgrund der Vernetzung und des vorliegenden Materialmodells, welches mechanosorptive, plastische und bruchmechanische bzw. Festigkeitseigenschaften nicht berücksichtigt, als qualitative Relativwerte zu betrachten und können daher teilweise grössere Werte annehmen als die experimentell ermittelten Festigkeiten angeben.

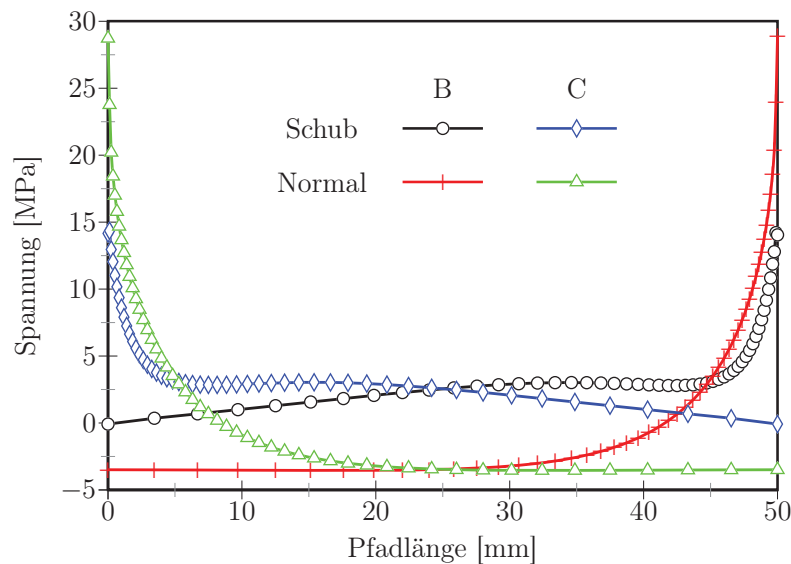


Abb. 7.25: Vergleich der beiden inneren Pfadpaare B und C in den Schub- bzw. Normalspannungen.

Parallelverklebung bei verschiedenen Jahrringlagen

Zur Ermittlung des Einflusses der Jahrringlage bei verklebten Bauteilen wurden parallelverklebte Holzplatten mit variierender Ausrichtung der Jahrringe untersucht. Es wurden die Varianten *liegend/liegend* (Verklebung in T-L-Ebene) und *stehend/stehend* (Verklebung in R-L-Ebene) sowie die Kombination *stehend/liegend* mit den entsprechenden Verklebungsrichtungen simuliert. Beispielhafte reale Prüfkörper sind in Abbildung 7.31 a)-c) dargestellt.

Die Ergebnisse lieferten keine nennenswerten Schubspannungsbeanspruchungen, weshalb in Abbildung 7.26 die Konfigurationsunterschiede anhand der jeweiligen Schälspannungen dargestellt sind. Sehr gut erkennbar ist die Auflösung der Symmetrie in den jeweiligen Pfaden B und C, was mit dem unsymmetrischen Aufbau zu erklären ist. Ihre Absolutwerte liegen bis auf den Schnittpunkt unter denen von Pfad A, wobei sich die einzelnen Jahrringlagen nur sehr gering unterscheiden. Im Gegensatz dazu sind im Spannungspfad A deutlich grössere Unterschiede in den Varianten zu erkennen. Die Verklebung von liegenden Jahrringen wird am stärksten und die Plattenaufbauten mit beidseitig stehender Ausrichtung werden am schwächsten beansprucht. Verglichen mit der Schälbeanspruchung bei den kreuzweisen Verklebungen, wo die Maximalspannungen an den Ecken

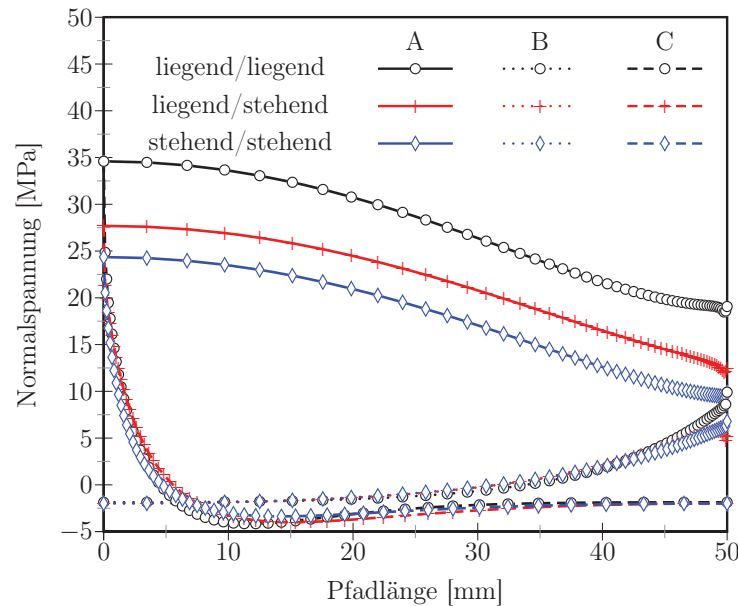


Abb. 7.26: Auswirkungen unterschiedlicher Jahrringlagen auf die Schälbeanspruchung in der Klebfuge in den Pfaden A, B und C nach 98 Stunden Trocknung von 20.6% auf 8.09% Holzfeuchte.

der Prüfkörper auftreten, liegen die höchsten Spannungen bei Parallelverklebungen in der Mitte der Seitenkanten und sind in ihrem Absolutwert geringer.

Variation des Lagenverhältnisses

Bei einer feuchteinduzierten Belastung spielt für die Ausbildung von Spannungen die Probekörpergeometrie eine entscheidende Rolle. Der Einfluss veränderter Spannungsgradienten durch eine unterschiedliche Holzfeuchteverteilung in der Probe wurde durch die Variation der Probendicke erreicht. Dazu wurden verklebte Zweischichtplatten mit Einzelschichtdicken von 7.5mm, 20mm, 30mm und 45mm in einer Simulationsrechnung abgebildet und deren unterschiedliche Beanspruchung auf die Klebfuge ermittelt. Die resultierenden Schub- und Schälbeanspruchungen sind in Abbildung 7.27 dargestellt. Während sich die Dickenunterschiede in den Schubbeanspruchungen weniger stark auswirken, ist in den auftretenden Schälspannungen eine klare Vergrößerung der Beanspruchung mit steigender Plattendicke sichtbar. Grundsätzlich ergibt sich eine zeitlich veränderte Feuchteverteilung aufgrund der variierten Geometrie, was die angesprochenen unterschiedlichen Spannungsgradienten zur Folge hat. Dies bedeutet ein eingeschränktes Mass an Vergleich-

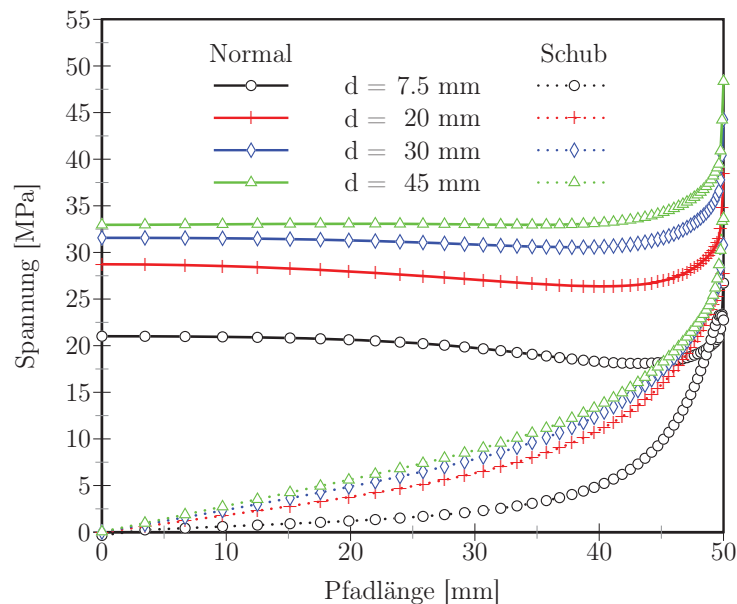


Abb. 7.27: Auswirkungen unterschiedlicher Plattendicken auf die Schäl- und Schubbeanspruchung in der Klebfuge im Pfad A nach einer Trocknung von 20.6% auf 8.09% Holzfeuchte.

barkeit bei der Wahl der Vergleichszeitpunkte. Die prinzipiellen Relationen sind dennoch beim Vergleich zu einem festgelegten Zeitpunkt zu erkennen, welcher kompensierend mit $t = 98h$ bereits in einem Bereich mit nur noch geringen Feuchteänderungen liegt.

Variation des Elastizitätsmoduls

Anhand des Elastizitätsmoduls des Fügeteils in Faserrichtung bzw. des verwendeten Klebstoffes wurde der Einfluss der Hauptsteifigkeit der beteiligten Materialien auf die auftretende Schälbeanspruchung bestimmt. Abbildung 7.28 zeigt die Auswirkungen unter Variation des Holz- bzw. des Klebstoffmoduls. Während unter Variation des longitudinalen Elastizitätsmoduls des Holzes die Schälspannung moderate Veränderungen im Absolutwert vollzieht, können die durch die Wahl unterschiedlicher Klebstoffe möglichen Schwankungen des Klebstoffmoduls eine erhebliche Spannungsänderung bewirken. Die Daten zeigen zudem, dass speziell in hochbelasteten Bereichen die Berechnungsergebnisse durch numerische Artefakte gekennzeichnet sein können und dementsprechend interpretiert werden müssen. Weiterhin ist neben den Elastizitätsmoduln die reale Dicke der Klebfuge eine ent-

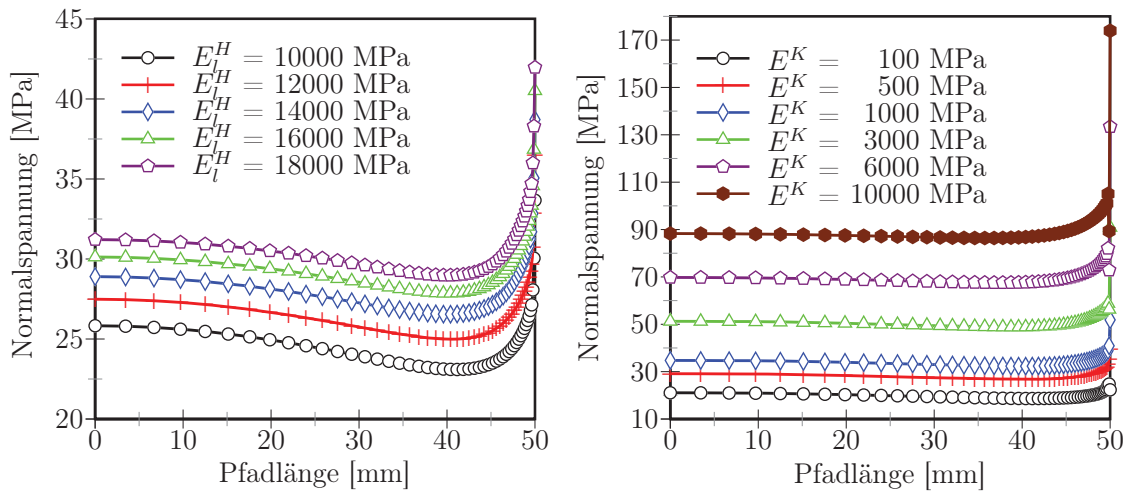


Abb. 7.28: Veränderung der Schälspannung im Pfad A durch unterschiedliche Elastizitätsmoduln: links) des Holzes in Faserlängsrichtung (die Angabe der Moduln bezieht sich auf eine Holzfeuchte von $\omega = 12\%$), rechts) des Klebstoffes.

scheidende Eingangsgrösse für die auftretende Kinematik und für die konkrete Anwendung von grosser Bedeutung, wird an dieser Stelle aber nicht weiter betrachtet.

Variation des Quell- und Schwindverhaltens

Hauptinflussgrösse für die Ausbildung feuchteinduzierter Spannungen und Verformungen ist sowohl im Vollholz als auch in verklebten Holzbauteilen das charakteristische Quell- und Schwindverhalten. Speziell Rotbuchenholz verfügt über ein sehr ausgeprägtes Quell- und Schwindverhalten, weshalb die Variation über eine prozentuale Abminderung der in Abschnitt 3.2 ermittelten Kenngrössen erfolgte. Die Herstellung von Thermoholz beispielsweise bewirkt eine Verringerung der Quell- und Schwindeigenschaften, wobei das Mass der Verkleinerung vom Behandlungsgrad des Holzes abhängt, eine Halbierung dieser Kenngrössen jedoch als Richtwert gilt. Die Berechnungen wurden daher mit 25%, 50%, 75% und 100% der ursprünglichen Werte und immer an allen drei Koeffizienten gleichzeitig durchgeführt, um in diesem Fall eine verhältnismässige Volumenschwindung zu erreichen. Die Auswirkungen dieser Variation auf die Schälspannung entlang Pfad A und C sind in Abbildung 7.29 zusammengestellt. In Richtung Probeninneres (Pfad C) sind erneut abfallende Werte mit geringen Absolutwerten zu beobachten. Insgesamt grössere Schälspannungen wurden auf dem Pfad A ermittelt. Sie zeigen einen deutlichen Zusammenhang zwischen den Schwindeigenschaften und den vorhandenen Beanspruchungen auf. Damit

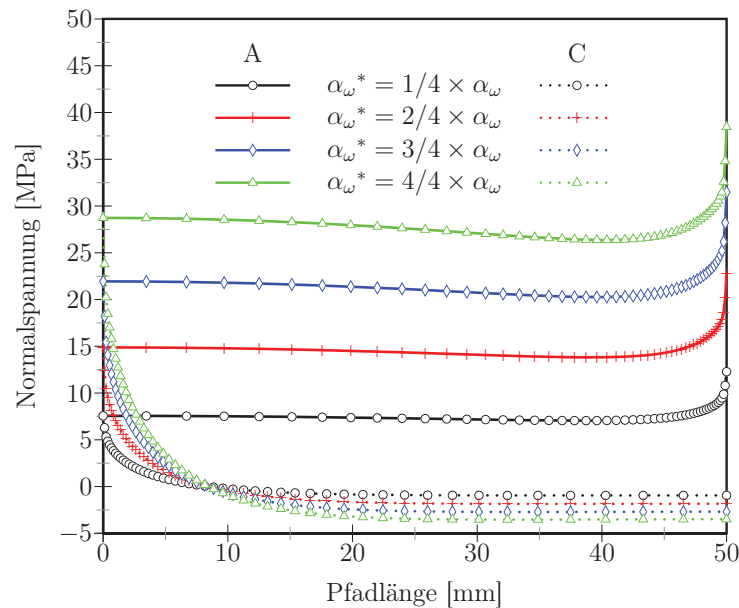


Abb. 7.29: Auswirkungen unterschiedlicher Schwindkenngrößen auf die Schälbeanspruchung in der Klebfuge in Pfad A und C nach einer Trocknung von 20.6% auf 8.09% Holzfeuchte.

stellt das Quell- und Schwindverhalten eine der Haupteinflussgrößen auf das Delaminationsverhalten von verklebten Holzbauteilen bei feuchteinduzierter Beanspruchung dar. Eine Verringerung dieser Kenngrößen kann damit zu signifikanten Spannungsreduktionen in hölzernen Strukturen beitragen.

Variation des Oberflächenadsorptionskoeffizienten

Grundlegende Voraussetzung bei der Betrachtung feuchteinduzierter Beanspruchungen ist die Kenntnis der zeitabhängigen Holzfeuchteverteilung im Bauteil. Deren Entwicklung kann in die Prozesse der Feuchtaufnahme und -abgabe sowie in den Feuchtetransport unterteilt werden. Das komplexe Transportverhalten wird meist mit variierenden Ansätzen der Fick'schen Diffusion behandelt und ist abhängig von Diffusionskoeffizienten, die Materialeigenschaften sind und nicht verändert werden können. Die Feuchtaufnahme eines Holzbauteils kann dagegen beeinflusst werden und wird in Feuchteberechnungsalgorithmen meist in den Randbedingungen über einen Oberflächenadsorptionskoeffizienten σ_D berücksichtigt (s. Gl. (2.17)). Er beschreibt die Menge an Feuchtigkeit, die in Abhängigkeit der Feuchteunterschiede zwischen Holz und Umgebung innerhalb einer bestimmten Zeit in das

Bauteil gelangt. Eine Verringerung des Koeffizienten entspricht beispielsweise einer Verunreinigung der Oberfläche, einer Beschichtung oder einem Anstrich. Zusätzlich wurden von (SÖDERSTRÖM und SALIN, 1993) sehr grosse Unterschiede bei Veröffentlichungen dieses Koeffizienten festgestellt. Eine Variation dieses Parameters kann trotz gleichbleibenden Diffusionsverhaltens eine veränderte Feuchtegeschichte bewirken und somit stark variierende feuchteinduzierte Beanspruchungen hervorrufen. Mögliche Auswirkungen wurden durch die Variation des Oberflächenadsorptionskoeffizienten untersucht. Die Ergebnisse der Normalspannungen im höchstbeanspruchten Punkt und im Pfad A sind in Abbildung 7.30 dargestellt. Verglichen mit Grössenunterschieden von ≈ 200 in SÖDERSTRÖM und SA-

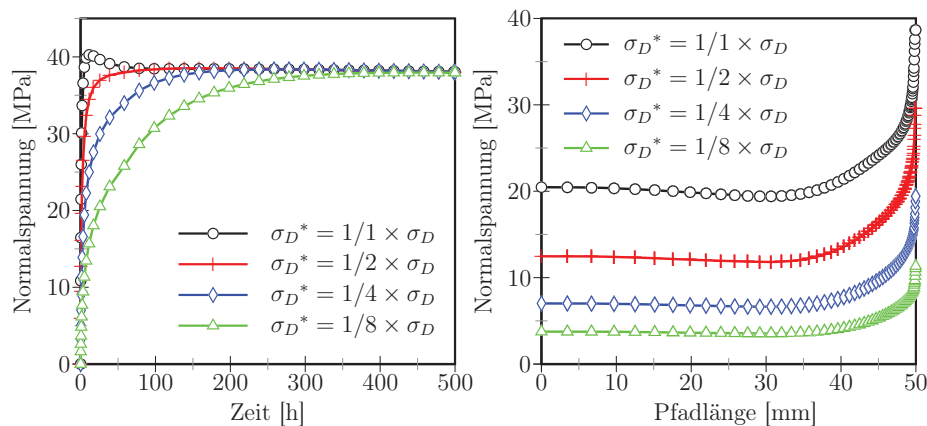


Abb. 7.30: Auswirkungen unterschiedlicher Oberflächenadsorptionskoeffizienten σ_D auf die Normalbeanspruchung in der Klebfuge. Links) im höchstbelasteten Eckpunkt und rechts) im Pfad A ($t=5$ h) nach einer Trocknung von 20.6% auf 8.09% Holzfeuchte.

LIN (1993) sind die verwendeten Verkleinerungen mit den Divisoren 2, 4 und 8 nur geringe Variationen. Dennoch ergibt sich jeweils ein stark verändertes Spannungsverhalten unmittelbar nach der Klimaänderung. Zu vernachlässigen ist der Langzeiteinfluss einer veränderten Feuchteaufnahme-geschwindigkeit (s. Abb. 7.30 links). Die Normalspannungen liegen zum Zeitpunkt des Ausgleichsfeuchtezustands annähernd übereinander. Im Gegensatz dazu ergeben sich während des Trocknungsprozesses am Rand (Pfad A), beispielsweise nach 5h Trocknungszeit, erhebliche Differenzen in den auftretenden Normalspannungen in der Verklebung (s. Abb. 7.30 rechts). Eine Verringerung der Feuchteaufnahme-geschwindigkeit durch eine Reduzierung des Oberflächenadsorptionskoeffizienten bewirkt im untersuchten Fall eine wesentliche Verringerung der zeitlichen Normalspannungsänderungen $\dot{\sigma}$ in

den hochbeanspruchten Klebfugenregionen. Speziell unmittelbar nach einer Änderung der Umgebungsfeuchte können bestimmte Oberflächenbehandlungen stark beanspruchungsenkend bzw. -verändernd wirken.

7.2.4 Vergleichende Delaminationsversuche

Zur Charakterisierung von Klebverbindungen werden in der aktuellen Forschung hauptsächlich mechanische Tests durchgeführt. Diese werden zwar teilweise unter verschiedenen Parameterkonfigurationen durchgeführt, berücksichtigen aber im Allgemeinen nur quasi-statische Belastungen (s. DIN EN 302, 1992; ASTM D905, 2010). Eine Ausnahme in der Prüfung von Klebverbindungen stellt die Delaminationsprüfung nach DIN EN 391 (2002) dar. Dabei wird ein Feuchtegefälle im Holz erzeugt, um innere Spannungen zu erhalten. Dies führt zu Zugspannungen rechtwinklig zu den Klebstoffugen, so dass eine ungenügende Güte der Verklebung zu einer Delaminierung der Klebfugen führt. Als Zielgrösse werden die Längen der Delaminierungen der Klebstoffugen an den Prüfkörpern nach der Beanspruchung gemessen und die prozentuale Delaminierung ermittelt. In dieser Norm werden die Probekörper einer Wasserlagerung ausgesetzt, was aus wirtschaftlichen Gründen eine Zeitreduktion bedeutet, in der Regel die Beanspruchung einer Klebfuge aber nur bedingt wiedergibt. Die hauptsächliche Feuchtebelastung wird in realen Bauteilen durch Unterschiede in der Feuchtigkeit der umgebenden Luft eingetragen, weshalb eine Prüfmethode zur Bestimmung des Delaminationsverhaltens von verklebten Zweischichtplatten (100mm × 100mm × 2x20mm) unter Änderung der Umgebungsfeuchte erprobt wurde.

Die Probenauswahl erfolgte mit dem Ziel, möglichst verschiedene Belastungsniveaus in den einzelnen Probekörpervarianten zu erzeugen, um mit einer nachgeschalteten Vergleichsrechnung die vorkommenden Beanspruchungen zu charakterisieren und mögliche Versagenskriterien beurteilen zu können. Als konstruktive Parameter wurden die Faserrichtung der Einzelschichten zueinander, die Jahrringlage der Einzelschichten und die Dicke der Einzelschichten gewählt. Nach der Vorkonditionierung der Prüfkörper in einem Feuchtklima (20°C/ 95% r. LF) wurden die Einzelschichten von jeweils fünf Prüfkörpern pro Variante mit einem Einkomponenten-Polyurethanklebstoff (1K PUR) der Firma Purbond AG (HB 110) verklebt. Die untersuchten Varianten und deren Bezeichnungen sind in Abbildung 7.31 zusammengestellt. Anschliessend wurden die Probekörper in einem Trockenklima (20°C/ 35% r. LF) bis zur Ausgleichsfeuchte gelagert. Nach bestimmten Zeitintervallen wurde die Rissbildung festgehalten, wobei die Daten zum Ausgleichsfeuchtezustand die beste Vergleichbarkeit boten. Nach der Trocknung wurden die Prüfkörper erneut bis zur Ausgleichsfeuchte befeuchtet (20°C/ 95% r. LF). Dieser Zyklus wurde mehrfach wieder-



Abb. 7.31: Schichtvariationen im Delaminationsversuch unter Lufttrocknung. Faserparallele Verklebungen (Gesamtdicke = 40mm): a) stehend/stehend, b) stehend/liegend, c) und f) liegend/liegend; kreuzweise Verklebungen: d) Gesamtdicke = 40mm und e) Gesamtdicke = 15mm.

holt, um eine Aussage über den zeitlichen Verlauf entstehender Delaminierungen treffen zu können. Für die Quantifizierung der Delaminationen wurden im vorliegenden Fall die vier Klebfugenränder pro Prüfkörper in zwei Gruppen eingeteilt: *längs zur Faser* (l) und *quer zur Faser* (q). Die Berechnung der Delaminationsanteile H_{Del} erfolgte über die Beziehungen

$$H_{Del}^q = \frac{l_{Del}^q}{l_{Klebfuge}^q} \quad \text{und} \quad H_{Del}^l = \frac{l_{Del}^l}{l_{Klebfuge}^l}. \quad (7.3)$$

Die erhaltenen Ergebnisse sind in Tabelle 7.3 zusammengefasst. Grundsätzlich ist zu erkennen, dass die Methodik der Feuchtverklebung mit anschließender Trocknung eine Alternative zu den Delaminationsprüfungen der DIN EN 391 (2002) in Bezug auf die Beurteilung der Güte von Holzklebverbindungen darstellt. Es sind bei allen Prüfkörpervarianten Delaminationen aufgetreten und eindeutige Unterschiede in der Ausprägung der Delaminationen bezüglich der variierten Parameter festzustellen. Die mit Abstand höchste Beanspruchung wurde bei den kreuzverklebten Prüfkörpern mit 40 mm Gesamtdicke beobachtet (s. Abb. 7.31 d)), was sich bereits nach der ersten Trocknung mit durchschnittlich 90%iger Delamination aller Prüfkörperseiten zeigte. Die parallelverklebten Prüfkörper (s. Abb.

7.31 a)-c)) delaminierten in allen Varianten ebenfalls bereits nach der ersten Trocknung. Die Randebenen senkrecht zur Faserrichtung verzeichneten erwartungsgemäss die grössten Delaminationsanteile. Stehende Jahrringe in beiden Einzelschichten delaminierten dabei stärker als die Kombination (stehend/liegend) und wesentlich stärker als liegende Jahrringe in beiden Einzelschichten. Beispielhaft für eine zyklische klimatische Beanspruchung zeigten die ermittelten Delaminationsanteile nach dem vierten Trocknungsvorgang weiter erhöhte Werte. Dabei ist zu bemerken, dass der Trocknungs- bzw. Befeuchtungsprozess durch teilweise Vorschädigung bei späteren Zyklen aufgrund der vergrösserten Oberfläche durch die vorherige Rissbildung beschleunigt wurde. Weiterhin konnten bei den kreuzverklebten Prüfkörpern mit einer Gesamtdicke von 15mm (s. Abb. 7.31 e)), die nach der ersten Trocknung noch keine Rissbildung aufwiesen, Delaminationen bei späteren Zyklen beobachtet werden. Dies weist auf einen nicht vollständig reversiblen Prozess und/oder ein zeitabhängiges Festigkeitsverhalten bei der Be- und Entfeuchtung von verklebten Holzbauteilen hin.

Vergleichend wurden die erhaltenen Ergebnisse der Delaminationsversuche den Ergebnissen der Zweischichtplattenberechnung aus Abschnitt 7.2.3 gegenübergestellt. Da es praktisch unmöglich ist, die Spannungsverteilung in der Klebfuge messtechnisch hinreichend genau zu erfassen und das vorliegende Simulationsmodell mechanosorptive, plastische und bruchmechanische Eigenschaften sowie Festigkeiten nicht berücksichtigt, ist der Vergleich qualitativ. Die mit Schäl- und Schubspannung dominierenden Beanspruchungsarten wurden in dem qualitativen Vergleich zusammengefasst und in Form der von Mises-Vergleichsspannung abgebildet. Aufgrund des Spannungs-Zeit-Verlaufs im höchstbeanspruchten Punkt (Ende von Pfad A bzw. äussere Plattenecke), welcher auch Startpunkt für die Rissbildung in den Experimenten war, wurden die Vergleichsspannungen zum

Tab. 7.3: Kenngrössen der Delaminationsversuche und der im Berechnungsmodell auftretenden maximalen Vergleichsspannungen und Schäldehnungen

	a)	b)	c)	d)	e)
	q/l	q/l	q/l		
Delaminationsanteil H_{Del} nach 1. Trocknung [%]	84/13	42/6	30/0	90	0
Delaminationsanteil H_{Del} nach 4. Trocknung [%]	91/62	61/13	43/0	96	58
max. Vergleichsspannung (5 h) $[\frac{N}{mm^2}]$	24.5	34.3	36.0	60.6	47.2
max. Schäldehnung (5 h) $[\frac{N}{mm^2}]$	5.1	5.5	7.0	7.6	5.5

Zeitpunkt der höchsten Beanspruchung ($t = 5h$) ermittelt. Ergänzt um die maximal auftretenden Schäldehnungen sind die Vergleichsdaten in Tabelle 7.3 zusammengefasst. Die entsprechenden Spannungsverläufe entlang Pfad A sind in Abbildung 7.32 und die Dehnungsverläufe in Abbildung 7.33 dargestellt. Die höchsten Vergleichsspannungen treten in

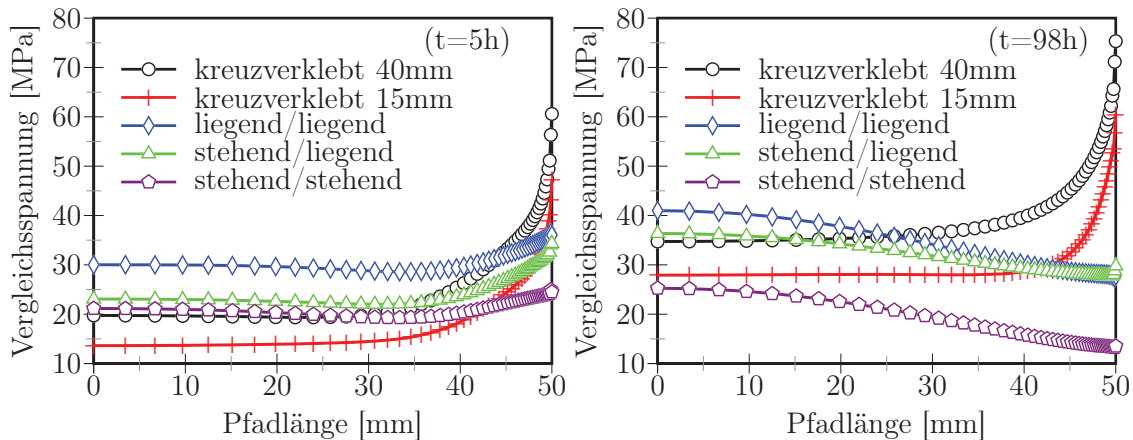


Abb. 7.32: Vergleich unterschiedlicher Plattenaufbauten entlang des höchstbeanspruchten Pfades A anhand der von Mises-Vergleichsspannung bei links) 5h und rechts) 98h.

der Berechnung bei den kreuzverklebten Platten mit 40mm Gesamtdicke (s. Abb. 7.31 d)) auf. Dies entspricht den Ergebnissen der Delaminierungsversuche. Die dünneren kreuzverklebten Probekörper weisen die zweithöchste errechnete Beanspruchung auf, zeigen im Delaminierungsversuch jedoch nach der ersten Trocknung keine Delaminationserscheinungen. Auch bei den Plattenvarianten bei paralleler Verklebung korrelieren die Delaminationswerte nicht mit den maximal auftretenden Vergleichsspannungen. Sucht man nach Zusammenhängen zwischen der stärksten Dehnungskomponente, der Schäldehnung (s. Abb. 7.33), und den Delaminationsdaten, sind ebenfalls keine klaren Tendenzen feststellbar. Zu berücksichtigen sind dabei idealisiert-geradlinige Jahrringverläufe, die allgemein nicht untersuchte Streubreite der Eingangsdaten oder geringfügige Schwankungen in der Klimatisierung, welche jedoch nicht als Grund für solche unterschiedlichen Ergebnisse angesehen werden. Vielmehr wird vermutet, dass das Festigkeitsverhalten in Abhängigkeit von den durchgeführten Variationen eine weitere entscheidende Rolle beim letztendlich im Delaminationsversuch ermittelten Versagensverhalten spielt. Dabei kann bei den experimentellen Delaminationen nur schwer die Lage der Delaminationsebene ermittelt werden. Die berechneten Spannungsverteilungen befinden sich in der geometrischen Mitte der Klebfuge und

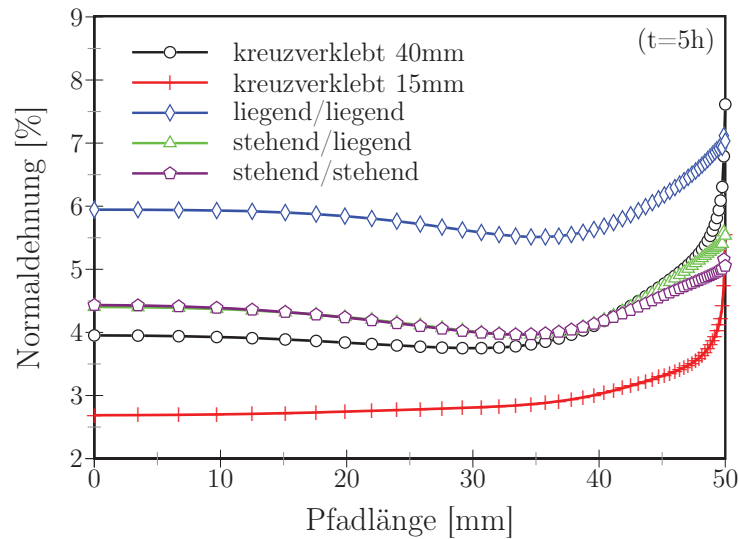


Abb. 7.33: Vergleich unterschiedlicher Plattenaufbauten entlang des höchstbeanspruchten Pfades A anhand der Normaldehnung nach 5h.

symbolisieren das Versagen bei rein kohäsivem Klebstoffbruch. Treten die Versagensflächen jedoch am Übergang zwischen Holz und Klebstoff oder im Holz in der Nähe der Klebfuge durch reines Materialversagen auf, müssen die bisherigen Berechnungs- und Auswertemethoden im Nahbereich der Klebfuge erweitert werden. Die in dieser Arbeit durchgeführten Berechnungen sind für solche weiterführenden Analysen als Randbedingungen essentiell und haben somit den Grundstein für experimentelle und numerische Untersuchungen der Mikromechanik gelegt. Eine eindeutige Vorhersage des Versagensverhaltens ist nur unter Kenntnis von Beanspruchung und Versagensmechanismen möglich, wobei keiner der beiden Aspekte eigenständig zu dessen Beschreibung genügt.

7.3 Zweischichtige Platte (elastisch-plastisch)

Für Beanspruchungen unterhalb des Versagensbereiches werden bei der Simulation von Holz und Holzverklebungen im Allgemeinen zeit- und feuchteabhängige elastische Materialmodelle verwendet, um die mechanischen Eigenschaften abzubilden. Werden die Beanspruchungen weiter gesteigert und/oder die Umgebungsbedingungen entsprechend verändert, wird das mechanische Verhalten inelastisch. Bei zyklischer Veränderung der klimatischen Verhältnisse treten, besonders bei kreuzweise geschichteten Elementen unter Druckbelastung senkrecht zur Faserrichtung, häufig irreversible Deformationen auf, welche mit rein elastischen Materialmodellen nicht mehr abgebildet werden können.

Aufgrund fehlender Möglichkeiten, diese Vorgänge vollständig messtechnisch zu erfassen, wird im folgenden Abschnitt ein Berechnungsbeispiel vorgestellt, welches unter Nutzung empirisch ermittelter Materialdaten mit Hilfe numerischer Simulationen auf Basis der FEM das inelastische Bauteilverhalten aufzeigt.

7.3.1 Berechnungsmodell

Als Rechenbeispiel wurde eine zweischichtig kreuzweise angeordnete Rotbuchenplatte gewählt, welche von einer Holzfeuchte $\omega = 6.8\%$ auf 23.8% befeuchtet wurde. In Abbildung 7.34 sind die Jahrringlagen der Einzelplatten, deren Dimensionen und die Diskretisierung mit 8-Knoten-Kontinuums-Elementen dargestellt. Zur besseren Visualisierung der Ergebnisgrößen wird im Folgenden teilweise nur ein Ausschnitt der Zweischichtplatte abgebildet. Die Lage des Ausschnitts in der Gesamtplatte ist in Abbildung 7.34b) dargestellt.

Als Eingangsgrößen wurden für die Berechnung der Holzfeuchtigkeitsverteilung sowie zur Beschreibung des elastischen Materialverhaltens die Materialkenngrößen aus Abschnitt 7.2 verwendet. Das plastische Verhalten wurde mit den feuchteabhängigen Ingenieurfestigkeiten aus Tabelle 6.2 und einem richtungs- und feuchteunabhängigen Verfestigungsmodul von $K = 4$ abgebildet. Das in Abschnitt 2.6.2 eingeführte und von RESCH und KALISKE (2010) entwickelte Mehrflächenplastizitätsmodell diente als Simulationsgrundlage und wurde mit den feuchteabhängigen Materialkenngrößen $s = s(\omega)$ und $f_c = f_c(\omega)$ verwendet. Die Bauteilbeanspruchung erfolgte ausschliesslich über die Aufbringung einer zeitabhängigen Holzfeuchtigkeitsverteilung als Randbedingung. Aus den auftretenden Quelldehnungen und feuchteabhängigen Elastizitäts- und Festigkeitskenngrößen wurden die verschiedenen Spannungszustände im Bauteil ermittelt und ausgewertet.

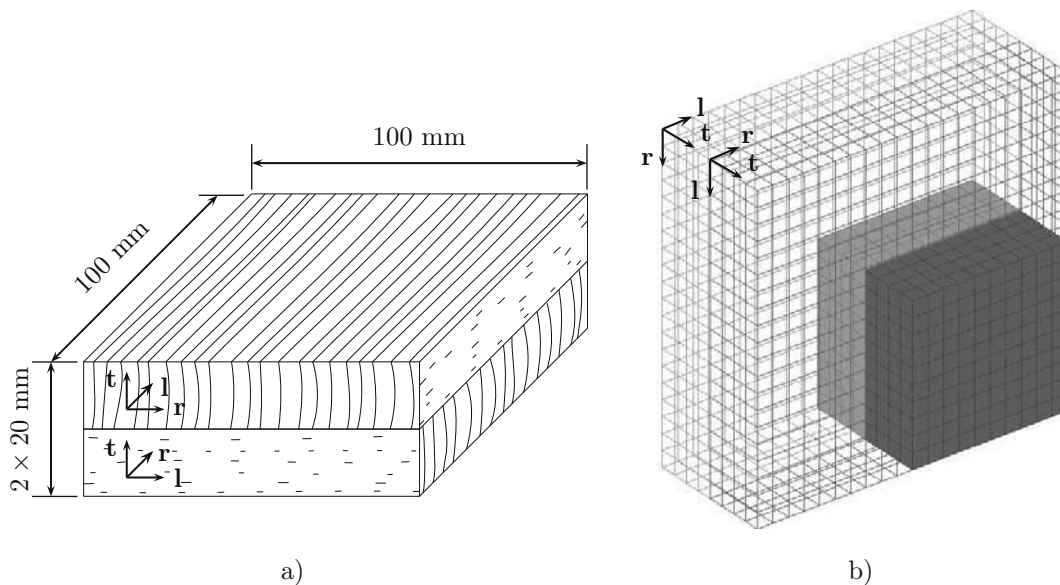


Abb. 7.34: Prinzipskizze der simulierten Zweischichtplatte: a) Dimensionen und Jahrringlagen; b) Diskretisierung und Ergebnisausschnitt (s. Abb. 7.35, 7.37 und 7.38).

7.3.2 Ergebnisse

Vorraussetzung für die Spannungsermittlung feuchtebeanspruchter Bauteile ist die Kenntnis der Holzfeuchtigkeitsverteilung im Bauteil. Für die Berechnung der Feuchteverteilung wurde zunächst die Verteilung der Anfangsfeuchte vorgegeben. In Abbildung 7.35 sind die Holzfeuchteverteilungen für sechs ausgewählte Zeitpunkte anhand eines Plattenausschnittes (vgl. Abb. 7.34) zusammengestellt. Durch die kreuzweise Anordnung ist eine antimetrische Holzfeuchteverteilung zu beobachten. In longitudinaler Richtung findet eine deutlich schnellere Befeuchtung als in radialer Richtung statt. Weiterhin ist am Plattenrand ein zeitabhängiges Feuchteprofil zu beobachten, was mit der Berücksichtigung eines Feuchteübergangskoeffizienten zu erklären ist. Die grössten Feuchtegradienten treten in den ersten Stunden auf. Ein vollständiger Feuchteausgleich ist zum letzten Berechnungszeitpunkt nach 100h noch nicht erreicht. Durch die Befeuchtung und die resultierenden Quellungen kommt es aufgrund der Quellungenbehinderung durch die kreuzweise verbundenen Buchenholzlamellen zur Ausbildung von plastizierten Bereichen im Bauteil. Abbildung 7.36 zeigt diese Bereiche zu verschiedenen Zeitpunkten. Begünstigt durch die beschleunigte Feuchtigkeitsaufnahme in longitudinaler Richtung sowie die hohen Quellmasse in radialer und tangentialer Richtung, treten nach dem Beginn des Quellungsprozesses

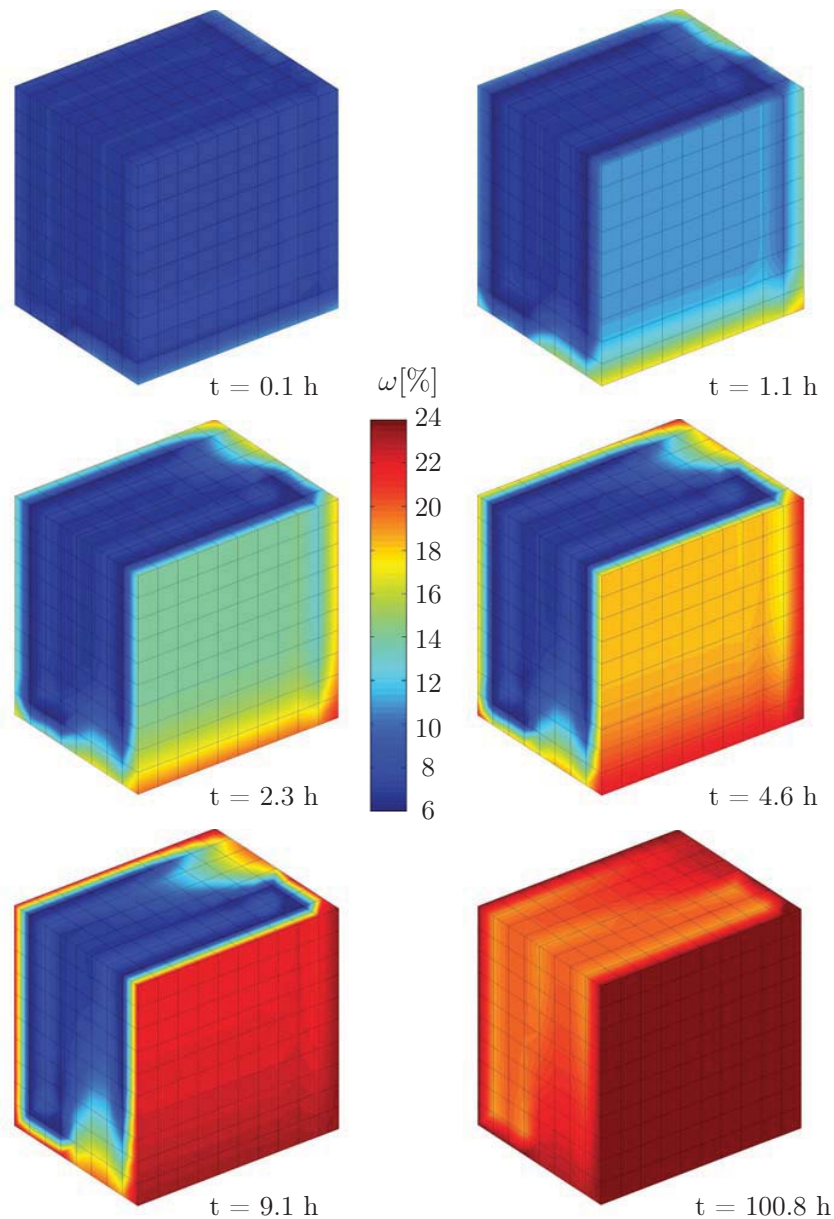


Abb. 7.35: Entwicklung der Feuchteverteilung in der Zweischichtplatte mit kreuzweiser Jahrringlage bei Befeuchtung.

erste plastische Deformationen in der RT-Ebene am Rand der Zweischichtplatte auf. Die plastizierten Bereiche dehnen sich mit der Zeit aus, wobei die Ausprägung der Plastizierung (dargestellt durch unterschiedliche Graustufen) durch die gleichzeitige Verringerung der Festigkeit bei Befeuchtung zusätzlich verstärkt wird. An den Schmalseiten ist

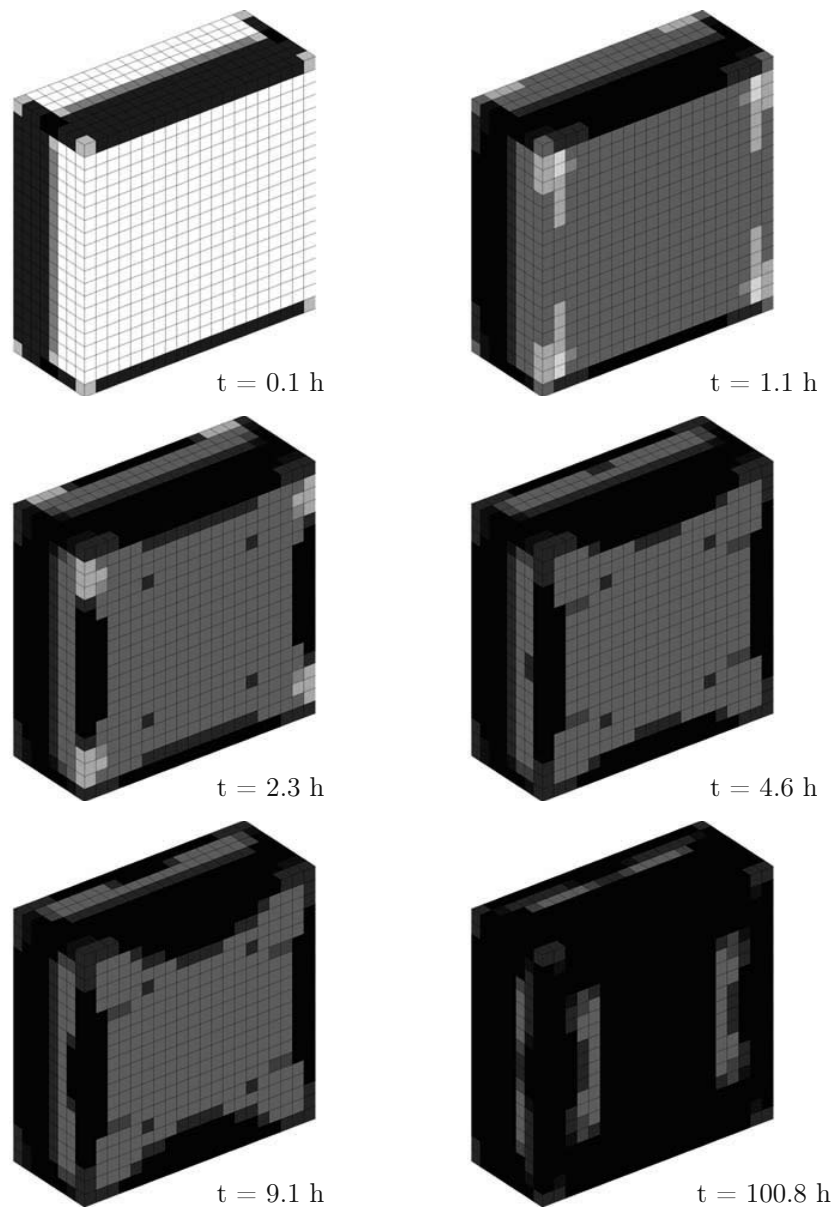


Abb. 7.36: Entwicklung der plastizierten Bereiche in einer Zweischichtplatte mit kreuzweiser Jahrringlage bei Befeuchtung (■: vollständig plastizierte Elemente; □: nicht plastizierte Elemente).

die durch die kreuzweise Anordnung zu erwartende Antimetrie zu erkennen, wohingegen sich auf den Deckflächen der Buchenholzlamellen symmetrische, plastische Dehnungsan-

teile ergeben. Aufgrund der Akkumulation aller irreversiblen Deformationen plastiziert die Zweischichtplatte im letzten berechneten Zeitschritt an den Rändern fast vollständig.

Sehr ähnlich ist das Verhalten der Radial- und Tangentialspannungen, zu sehen in den Abbildungen 7.37 und 7.38. Neben der antimetrischen Verteilung in den beiden Schichten

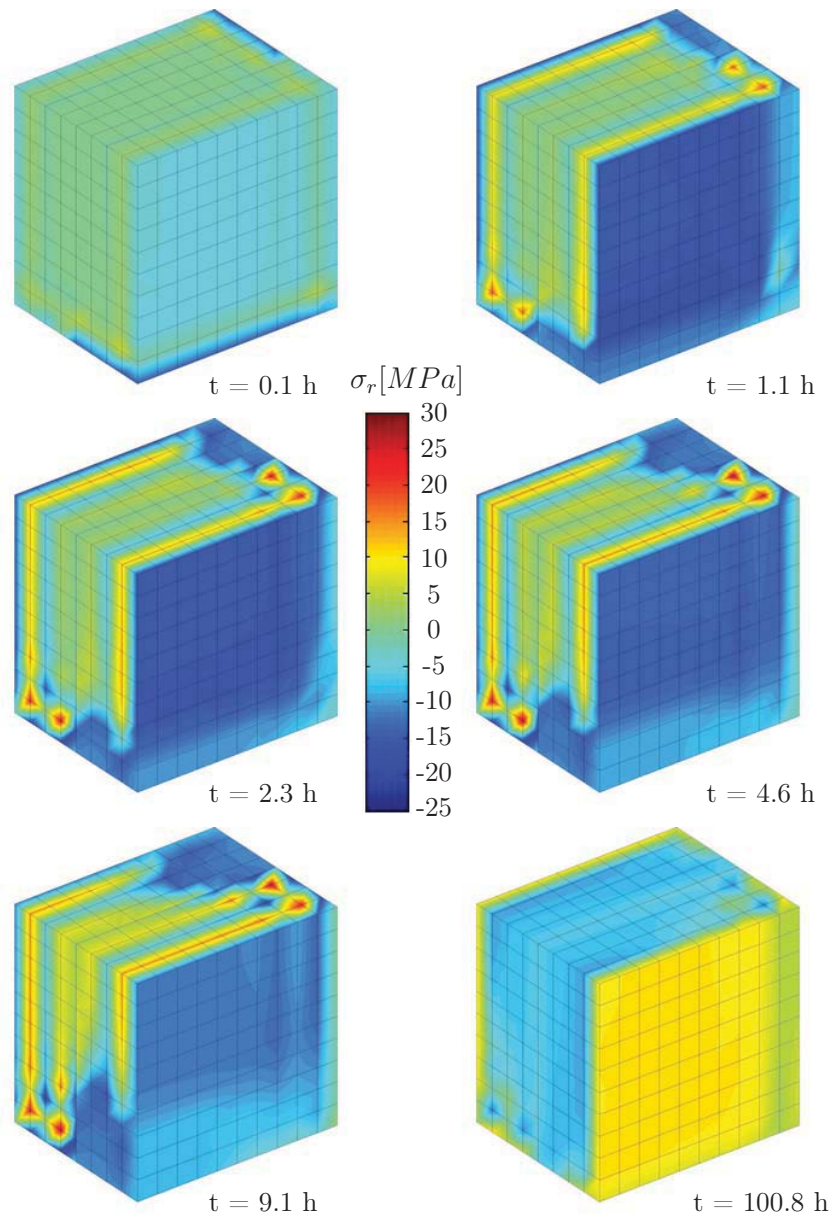


Abb. 7.37: Zeitliche Entwicklung der Radialspannung σ_r in einer Zweischichtplatte mit kreuzweiser Jahrringlage bei Befeuchtung.

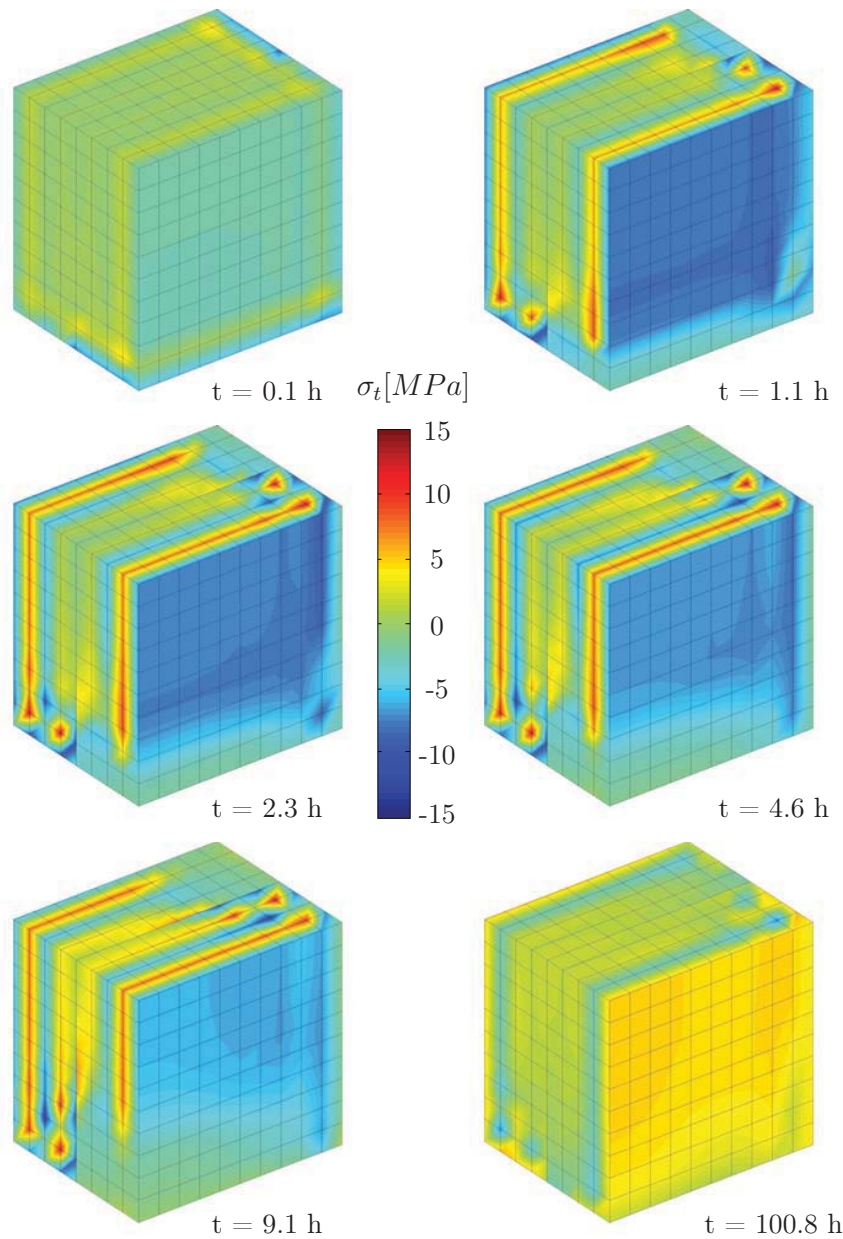


Abb. 7.38: Zeitliche Entwicklung der Tangentialspannung σ_t in einer Zweischichtplatte mit kreuzweiser Jahrringlage bei Befeuchtung.

steigen die Spannungen mit der Zeit an. Im Gegensatz zu den plastizierten Bereichen verringern sich die Spannungen am Rand jedoch nach einer bestimmten Zeit, was mit der Verringerung der Festigkeit bei steigender Feuchtigkeit und den daraus resultierenden

Spannungsumlagerungen zusammenhängt. Die grössten Beanspruchungen treten an den grössten Feuchtegradienten auf. Die sichtbaren Extremwerte in Abbildung 7.37 und 7.38 sind durch die numerische Umsetzung bedingt. Viskoelastische Prozesse, mechanosorptives Kriechen sowie die Modellierung einer Klebfuge mit definierter Dicke sind derzeit nicht berücksichtigt.

7.4 Zusammenfassung

Die Ermittlung der Anforderungen an die Klebfugen in verklebten Holzbauteilen ist aus konstruktiver Sicht, aber auch für die Herstellung von geeigneten Klebstoffen von grossem Interesse. Aus diesem Grund wurde in der vorliegenden Arbeit ein Berechnungsmodell weiterentwickelt und mit ermittelten Materialdaten gefüllt. Dabei wurde im letzten Kapitel gezeigt, dass die Eigenschaften des Fügeteils einen entscheidenden Einfluss auf das Verhalten von Holzklebverbindungen haben. Sowohl ihre Richtungsabhängigkeit wie auch ihre Zeit- und Holzfeuchteabhängigkeit sind wesentliche Faktoren bei der Ermittlung der auftretenden Beanspruchungen.

Im ersten Abschnitt wurde bereits bei statischer Belastung einer Verklebung eine Veränderung der auftretenden Beanspruchungen um 5-10% unter üblicher Variation des Fügeteilmoduls in Belastungsrichtung deutlich. Bei dieser Simulation des Zugscherversuches wurden nur geringe Änderungen der maximalen Schubbeanspruchung bei verschiedenen Jahrringlagen der Einzellamellen festgestellt. Allerdings bildet sich bei asymmetrischer Jahrringlage der Lamellen auch eine asymmetrische Schubspannungsverteilung über der Probendicke aus. Dies beeinflusst den zusammengesetzten Spannungszustand und damit die Rissinitiierung in den Versuchskörpern, weshalb bei symmetrischen Probekörpern eine etwas höhere Prüffestigkeit zu erwarten ist. Weiterhin kann der Einfluss der Probeneinspannlänge praktisch vernachlässigt und die Beanspruchungsänderung durch unterschiedliche Probenvorkonditionierung als gering eingeschätzt werden. Grundsätzlich sollten für aussagekräftige Messergebnisse jedoch auch vergleichbare Rahmenbedingungen zur Verfügung stehen und die Streubreite der angesprochenen Parameter für eine hohe Reproduzierbarkeit weitestgehend klein gehalten werden.

Das verwendete Berechnungsmodell wurde im zweiten Abschnitt theoretisch und quantitativ um die feuchteabhängigen viskoelastischen Eigenschaften erweitert. Bei der einseitigen Kopplung von Holzfeuchteverteilung und Verformung wird der Feuchtigkeitstransport im Klebstoff und im Holz abhängig von der Holzfeuchte simuliert. Zur Simulation dieser richtungsabhängigen Kenngrössen gehört zusätzlich die Einbindung des Oberflächenadsorptionskoeffizienten, welcher in Abschnitt 3.3.1 für alle anatomischen Hauptrichtungen bestimmt wurde. Zusammen mit der feuchteabhängigen Elastizität wurde das Materialmodell in eine benutzerdefinierte Subroutine implementiert und anhand von zwei Beispielrechnungen auf seine Funktionstüchtigkeit überprüft.

Anschliessend wurde für die Beurteilung verschiedener Einflüsse auf die Beanspruchung der Klebverbindung in einem Beispielbauteil das Modell einer verklebten Zweischichtplatte erstellt und unter Berücksichtigung der auftretenden Symmetrien einer Trocknung

von 20.6% auf 8.1% Holzfeuchte unterzogen. Anhand einer kreuzweise verklebten Variante wurden die Unterschiede der Schub- und der Schälbeanspruchung untersucht, ihre Zeitabhängigkeit abgebildet sowie die Art der Auswertung vorgestellt. Mittels parallelverklebter Plattenkombinationen wurden Unterschiede durch verschiedene Jahrringlagen der Einzellamellen vor allem in der Normalspannungskomponente (Schälbeanspruchung) beobachtet. Eine ähnliche Beeinflussung der Klebfugenbeanspruchung wird durch die Variation der Lagendicke erreicht, da die Dimension des Bauteils beim Trocknungsprozess eine entscheidene Rolle spielt. Mit zunehmender Lagendicke nimmt die Beanspruchung der Klebverbindung zu, wobei der zeitliche Verlauf der auftretenden Spannungen variiert.

Einen entscheidenden Einfluss haben die jeweiligen Elastizitätsmoduln der beiden Werkstoffe, welche mit zunehmender Grösse erhöhte Spannungszustände hervorrufen. Wesentliche Beanspruchungsunterschiede ergeben sich durch variierende Quell- und Schwind-eigenschaften, was die hohen Belastungen bei Rotbuchenholzverklebungen im Vergleich zu beispielsweise Fichtenholz widerspiegelt. Letztendlich konnte gezeigt werden, dass der Oberflächenadsorptionskoeffizient ebenfalls einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss auf die Beanspruchung einer Verklebung hat. Trotz ähnlicher Spannungszustände nach dem Einstellen der Ausgleichsfeuchte sind bei Feuchteänderung sehr unterschiedliche Spannungsgradienten in den Bauteilrandbereichen festzustellen.

Des Weiteren haben die durchgeführten Delaminationsversuche bei reiner Luftfeuchteschwankung bewiesen, dass derartige Untersuchungen auch ohne den direkten Kontakt mit Wasser Delaminationen verursachen können. Die damit wesentlich realere Versuchsmethodik spiegelt die praktischen Einsatzbedingungen deutlich besser wider und kann mit erweiterter Prüf- und Auswertetechnik potentiell als Validierungsversuch für Delaminationsberechnungsmodelle genutzt werden.

Weiterhin konnte gezeigt werden, dass bei der Befeuchtung einer kreuzweise angeordneten Zweischichtplatte plastizierte Bereiche auftreten. Die entstehenden irreversiblen Deformationen nehmen kontinuierlich zu und verändern die Spannungsentwicklung im Bauteil nachhaltig. Bei einer Befeuchtung wird die Entwicklung plastischer Deformationen zusätzlich durch das Absinken der Festigkeiten in allen Materialrichtungen verstärkt. Der Nachweis für das Auftreten irreversibler Prozesse konnte erbracht werden und stellt damit die Grundlage für eine Erweiterung der bisherigen Materialmodellierung dar.

Zusammenfassend wurden Werkzeuge zur Beanspruchungsermittlung und -bewertung in Holzverklebungen erarbeitet und am Beispiel von Rotbuchenholz demonstriert. Entstehen die Versagensflächen jedoch am Übergang zwischen Holz und Klebstoff oder im Holz in der Nähe der Klebfuge durch reines Materialversagen, müssen die bisherigen Berechnungs-

und Auswertemethoden im Nahbereich der Klebfuge erweitert werden. Eine Vorhersage des Versagensverhaltens ist damit nur unter Kenntnis von Beanspruchung und Versagensmechanismen möglich, wobei keiner der beiden Aspekte alleinig zu dessen Beschreibung genügt. Die in dieser Arbeit durchgeführten Berechnungen sind für weiterführende Analysen als Voruntersuchungen und Randbedingungen essentiell und bilden die Basis für experimentelle und numerische Untersuchungen der Mikromechanik von Holzklebfugen.

8 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen für weiterführende Arbeiten

Als natürlich vorkommender Werkstoff besitzt Holz eine sehr komplexe Materialcharakteristik. Für den Einsatz von Holz in komplexen und leistungsfähigen Tragstrukturen werden Holzklebverbindungen und verbesserte Bauteileigenschaften benötigt, um den mechanischen und klimatischen Anforderungen zu genügen. Durch die schichtweise Anordnung des Holzes können jedoch bei einer Überbeanspruchung Delaminationen von Klebverbindungen bis hin zum Verlust der Tragfähigkeit von Holzkonstruktionen auftreten. Für eine Vorhersage des Verhaltens von Holzklebverbindungen sind geeignete Berechnungsmethoden, entsprechende Materialdaten und eine Bewertung der bestimmenden Einflussgrößen notwendig. Daher gliederten sich die Ziele der vorliegenden Arbeit wie folgt:

- Bestimmung des Materialverhaltens von Rotbuchenholz unter besonderer Berücksichtigung der hygri-schen und der feuchte- und zeitabhängigen mechanischen Eigenschaften
- Erweiterung der bestehenden Materialmodellierung für feuchte- und zeitabhängige numerische Untersuchungen
- Nutzung der Berechnungsmethode zur Bewertung der Beanspruchung verklebter Holzbauteile durch gezielte konstruktive und konstitutive Variation entsprechender Einflussgrößen.

Dementsprechend bestand - nach einer grundlegenden Einführung - der erste Themenkomplex aus einer Darlegung der durchgeführten experimentellen Untersuchungen, gefolgt vom zweiten Themenkomplex, der sich mit der Modellierung von Holzklebverbindungen und der Bewertung verschiedener Parameterstudien beschäftigte.

Beginnend mit Untersuchungen zu den hygri-schen Eigenschaften konnte gezeigt werden, welchen Einfluss eine wiederholte Be- bzw. Entfeuchtung auf das Sorptions- sowie Quell- und Schwindverhalten hat. Die entsprechenden Kenngrößen wurden bestimmt und

für den flexiblen Einsatz in verschiedenen Modellbeschreibungen bereitgestellt. Weiterhin wurde mit einer zerstörungsfreien Methode erstmals ein kompletter richtungsabhängiger Datensatz von Diffusionskenngrößen unter Kenntnis der Feuchtigkeitsverteilung im Inneren des Probekörpers bestimmt. Durch die erhaltenen Kenndaten wird eine vollständige Vorhersage der Feuchtigkeitsverteilung in Probekörpern oder Bauteilen aus Rotbuchenholz möglich, und damit die Grundlage für eine feuchte- und zeitabhängige mechanische Materialbeschreibung gelegt.

Hauptbestandteil der Materialformulierung stellt das elastische Materialverhalten dar. Zur Charakterisierung des orthotropen und feuchteabhängigen Materials Rotbuche wurden daher neun unabhängige, elastische Kenngrößen für vier unterschiedliche Feuchtestufen experimentell bestimmt. Damit wird der erste vollständige feuchteabhängige Parametersatz für Rotbuchenholz bereitgestellt.

Erweitert wurden diese elastischen Eigenschaften mit der Ermittlung einer feuchteabhängigen, viskoelastischen Materialcharakteristik von Rotbuchenholz. Dabei konnte neben dem Nachweis der Linearität ein feuchteabhängiger Datensatz für ein verallgemeinertes Kelvin-Voigt-Modell bestimmt werden. Weiterhin konnte durch Untersuchungen bei veränderlichen Umgebungsfeuchten gezeigt werden, dass ein mechanosorptiver Effekt durch die Interaktion von Feuchtwechsel und mechanischer Belastung auftritt. Er variiert dabei zwischen Adsorption und Desorption und ist abhängig vom mittleren Feuchteniveau. Die Auswirkungen dieses Effektes wurden besonders in Versuchen mit zyklischen Klimawechseln beobachtet.

Zur Vervollständigung der Materialbeschreibung und als Grundlage für plastische Modelle konnte experimentell ein duktileres Materialverhalten unter Druckbeanspruchung nachgewiesen, allgemein feuchteabhängig quantifiziert und anhand einer linearen Optimierung für ein bestehendes elastisch-plastisches Materialmodell aufbereitet werden.

Zur Bestimmung der auftretenden Beanspruchungen in Holzverklebungen und zur Bewertung der wichtigsten Einflussgrößen wurde eine numerische Simulation durchgeführt. Anhand der ermittelten feuchte- und zeitabhängigen orthotropen Materialdaten konnte ein Berechnungsmodell auf Basis der Finiten-Elemente-Methode unter Berücksichtigung dieser Eigenschaften über ein benutzerdefiniertes Materialverhalten in ein kommerzielles Programmsystem implementiert werden.

Die rechnerische Auswertung erfolgte einerseits über die Simulation eines statischen Zugscherversuchs zur Ermittlung grundlegender Kenntnisse der Prüfsystematik und der damit verbundenen Bestimmung von Verklebungsfestigkeiten, andererseits wurde ein erweitertes

Berechnungsmodell verwendet, um unter Berücksichtigung feuchteabhängiger Viskoelastizität den Einfluss der Holzfeuchte und der Zeit auf den Beanspruchungszustand einer Holzklebverbindung herauszuarbeiten. Zur Veranschaulichung der Möglichkeiten des erweiterten Berechnungsmodells wurde eine verklebte Zweischichtplatte als Beispielbauteil gewählt und der Einfluss der wirkenden Faktoren mit Hilfe einer realitätsnahen Parameterstudie untersucht.

Die Simulation des Zugscherversuchs zeigte, dass der Elastizitätsmodul des Prüfkörpers in Belastungsrichtung den grössten Einfluss auf die Beanspruchung der Klebfuge im Standardversuch hat. Unter üblicher Variation dieser Kenngrösse treten um 5-10% veränderte Beanspruchungen auf. Verglichen damit, können andere Einflussfaktoren als gering eingestuft werden. Sie sollten dennoch für das Erreichen einer hohen Reproduzierbarkeit so konstant wie möglich gehalten werden.

Nach einer Überprüfung der Implementation des feuchte- und zeitabhängigen Materialmodells erfolgte eine Untersuchung mehrerer Faktoren auf ihre Auswirkungen hinsichtlich der Klebfugenbeanspruchung einer Zweischichtplatte. Für das gewählte Verklebungsbeispiel wurde für alle überprüften Parameter ein deutlicher Einfluss auf den Spannungszustand festgestellt. Neben verschiedenen Jahrringlagen der Einzellamellen, kreuz- oder parallelverklebter Anordnung oder verschiedenen Lagendicken als geometrische Parameter hatte zusätzlich zu verschiedenen Elastizitätsmoduln und variierenden Feuchteaufnahme-kenngrössen vor allem das Quell- und Schwindverhalten einen sehr grossen Einfluss auf die Beanspruchungen. Je nach Konfiguration der Geometrie und der beteiligten Materialien müssen demnach alle Kenngrössen bei einer ausführlichen Beanspruchungsermittlung eines realen verklebten Bauteils berücksichtigt werden.

Gestützt wird diese These bei einem Vergleich bestimmter Berechnungsergebnisse mit einem durchgeführten Delaminationsversuch unter Luftfeuchteschwankungen. Die verwendeten Parameterkonfigurationen lieferten dabei reproduzierbare Messergebnisse in den einzelnen Prüfkonfigurationen, zeigten unter den Varianten jedoch wesentliche Unterschiede. Verglichen mit den Berechnungen ließen sich Übereinstimmungen, aber auch weiterer Forschungsbedarf feststellen.

Zusätzlich zeigte der durchgeführte Nachweis des Auftretens plastischer Deformationen bei Befeuchtung einer Zweischichtplatte im dritten Berechnungsabschnitt das Potential und die Herausforderungen, welche bei der numerischen Materialbeschreibung auftreten und weiterführend berücksichtigt werden müssen. Das erarbeitete Berechnungsmodell ist damit in der Lage, konstruktive und materialspezifische Einflüsse auf die zeit- und feuchteabhängige Beanspruchung der Verklebung eines Holzbauteils zu ermitteln und zu be-

werten. Es kann genutzt werden, um einerseits direkte Empfehlungen für die konstruktive Ausführung von Holzverklebungen zu geben und andererseits die Anforderungen an den verwendeten Klebstoff zu bestimmen, um den Einsatz eines optimalen Adherends zu gewährleisten.

Für eine eindeutige Vorhersage des Versagensverhaltens von Klebfugen müssen auf der Ebene der Materialdaten und im Bereich der Simulation allerdings weitere Erkenntnisse erarbeitet und Kenngrößen quantifiziert werden.

Speziell der Übergang zwischen verschiedenen hierarchischen Ebenen in Abhängigkeit von der Holzfeuchte stellt dabei eine grosse Herausforderung bei der Klärung der auftretenden Versagensmechanismen dar.

Weiterer Forschungsbedarf ergibt sich bei der Beschreibung und vor allem bei der experimentellen Erfassung der mechanosorptiven Komponente im Materialmodell. Neben der vorkommenden Vielzahl an möglichen Einflussfaktoren ist auch die experimentelle Vorgehensweise nach wie vor Thema der aktuellen Forschung und erschwert die Bestimmung dieser Kennfunktionen.

Weiterführend konnten die plastischen Eigenschaften bisher nur charakterisiert und mit den elastischen Eigenschaften gekoppelt werden. Eine feuchteabhängige Implementierung dieser und viskoelastischer Materialeigenschaften wäre allerdings gerade bei zyklisch auftretenden Vorgängen von grosser Bedeutung. Daran schliesst sich nahtlos die Berücksichtigung des Festigkeitsverhaltens an. Ausgehend von verschiedenen Versagensmechanismen ist über die Erfassung feuchteabhängiger Festigkeitsgrößen bislang nur sehr wenig bekannt.

Verknüpft mit der steten Erweiterung der berücksichtigten Komponenten eines Materialmodells, ist die Weiterentwicklung einfacher und geeigneter Validierungsexperimente. Spezielle empirische Methoden, welche Teilaspekte, aber auch eine zuverlässige und ganzheitliche Validierung ermöglichen, stellen auf diesem Gebiet eine besondere Herausforderung dar.

Allgemein sind bereits viele Grundlagen erarbeitet worden, jedoch sind in experimenteller und in numerischer Hinsicht sowie an der Nahtstelle beider Herangehensweisen weiterhin grosse Herausforderungen zu bewältigen und gewonnene Erkenntnisse miteinander zu verknüpfen.

Literaturverzeichnis

- ADAMS, R. D.; PEPIATT, N. A., 1974: Stress analysis of adhesive-bonded lap joints. *Journal of Strain Analysis* 9 (3), 185–196.
- ALLENSPACH, K., 2006: Untersuchungen zum Versagensverhalten von Klebfugen bei mechanischer Belastung. Diplomarbeit, ETH Zürich.
- ARCAN, M.; HASHIN, Z.; VOLOSHIN, A., 1978: A Method to Produce Uniform Plane-stress States with Applications to Fiber-reinforced Materials. *Experimental Mechanics* 18 (4), 141–146.
- ARRAMON, Y. P.; MEHRABADI, M. M.; MARTIN, D. W.; COWIN, S. C., 2000: A multi-dimensional anisotropic strength criterion based on Kelvin modes. *International journal of solids and structures* 37 (21), 2915–2935.
- ASHKENAZI, E. K., 1964: The construction of limiting surfaces for a biaxial stressed condition of anisotropic materials. *Industrial Laboratory* 30 (2), 285–287.
- ASTM D905, 04 2010: Standard Test Method for Strength Properties of Adhesive Bonds in Shear by Compression Loading. American Society for Testing and Materials.
- AVRAMIDIS, S., 1986: *Nonisothermal diffusion of moisture in wood and sorption studies*. Dissertationsschrift, Suny College of Environmental Science and Forestry, Syracuse, N.Y.
- BATHE, K. J., 2002: *Finite-Elemente-Methoden*. Springer-Verlag Berlin.
- BAZANT, Z. P., 1985: Constitutive equation of wood at variable humidity and temperature. *Wood Science and Technology* 19, 159–177.
- BECKER, P., 2002: *Modellierung des zeit- und feuchteabhängigen Materialverhaltens zur Untersuchung des Langzeitverhaltens von Druckstäben aus Holz*. Dissertationsschrift, Bauhaus-Universität Weimar.
- BETTEN, J., 1993: *Kontinuumsmechanik*. Vol. 2. Springer Verlag.

- BLUMER, S., 2006: Moisture induced stresses and deformations in parquet floors - An Experimental and Numerical Study. Diplomarbeit, Lund University.
- BODIG, J.; JAYNE, B. A., 1993: *Mechanics of Wood and Wood Composites*. Krieger Publishing Company.
- BOSSHARD, H. H., 1956: Über die Anisotropie der Holzschwindung. *European Journal of Wood and Wood Products* 14, 285–295.
- BRANDMAIR, A.; WETZIG, M.; AIGNER, N.; HASS, P.; CLAUSS, S.; NIEMZ, P., 2010: *Verfahrenstechnische Optimierung von PUR-basierten Klebstoffen zur Verklebung von Laubholz und Materialkombinationen*. Technical Report, Institut für Baustoffe, ETH Zürich.
- BRANKE, D., 2005: Simulationsmodell für Holzwerkstoffplatten. Diplomarbeit, TU-Dresden.
- BROUGHTON, J. G.; HUTCHINSON, A. R., 2001: Adhesive systems for structural connections in timber. *Journal of Adhesion & Adhesives* 21, 177–186.
- BUCUR, V., 1995: *Acoustics of Wood*. CRC Press, Inc.
- BUCUR, V.; ARCHER, R. R., 1984: Elastic constants for wood by an ultrasonic method. *Wood Science and Technology* 18, 255–265.
- CHASSAGNE, P.; BOU-SAÏD, E.; JULLIEN, J.; GALIMARD, P., 2006: Three Dimensional Creep Model for Wood under Variable Humidity - Numerical Analyses at Different Material Scales. *Mechanics of Time Dependent Materials* 9, 203–223.
- CLOUTIER, A.; FORTIN, Y., 1991: Moisture content-water potential relationship of wood from saturated to dry conditions. *Wood Science and Technology* 25, 263–280.
- CLOUTIER, A.; FORTIN, Y., 1993: A model of moisture movement in wood based on water potential and the determination of the effective water conductivity. *Wood Science and Technology* 27, 95–114.
- CLOUTIER, A.; TREMBLAY, C.; FORTIN, Y., 1995: Effect of specimen structural orientation on the moisture content - water potential relationship of wood. *Wood Science and Technology* 29, 235–242.
- CRANK, J., 1975: *The Mathematics of Diffusion*. Oxford University Press Inc., New York.

- DAHL, K. B.; MALO, K. A., 2009a: Linear shear properties of spruce softwood. *Wood Science and Technology* 43 (5/6), 499–525.
- DAHL, K. B.; MALO, K. A., 2009b: Nonlinear shear properties of spruce softwood: experimental results. *Wood Science and Technology* 69 (13), 2144–2151.
- DENT, R. W., 1977: Multilayer theory for gas sorption. 1. Sorption of a single gas. *Textile Research Journal* 47, 145–152.
- DENZLER, J. K.; GLOS, P., 2007: Determination of shear strength values according to EN 408. *Materials and Structures* 40, 79–86.
- DILL-LANGER, G., 2004: *Schädigung von Brettschichtholz bei Zugbeanspruchung rechtwinklig zur Faserrichtung*. Dissertationsschrift, Universität Stuttgart.
- DIN 52183, November 1977: Prüfung von Holz; Bestimmung des Feuchtigkeitsgehaltes. DIN Deutsches Institut für Normung e. V.
- DIN 52186, Juni 1978: Prüfung von Holz; Biegeversuch. DIN Deutsches Institut für Normung e. V.
- DIN 52187, Mai 1979: Bestimmung der Scherfestigkeit in Faserrichtung. Deutsches Institut für Normung e.V.
- DIN EN 302, August 1992: Klebstoffe für tragende Holzbauteile; Prüfverfahren. Deutsches Institut für Normung e. V.:
- DIN EN 391, April 2002: Delaminierungseigenschaften von Klebstoffugen. Deutsches Institut für Normung e.V.
- DIN EN 408, August 2004: Holzbauwerke - Bauholz für tragende Zwecke und Brettschichtholz; Bestimmung einiger physikalischer und mechanischer Eigenschaften; deutsche Fassung EN 408:2003. DIN Deutsches Institut für Normung e. V.
- DIN EN ISO 12571, April 2000: Bestimmung der hygroskopischen Sorptionseigenschaften. Deutsches Institut für Normung e.V.
- DIN V 65352, März 1987: Verfahren zur statistischen Auswertung der Prüfergebnisse bei der Qualifikations- und Abnahmeprüfung von Faserverbundwerkstoffen. DIN Deutsches Institut für Normung e. V.

- DIOT, S.; GUINES, D.; GAVRUS, A.; RAGNEAU, E., 2008: Minimization of friction influence on the evaluation of rheological parameters from compression test - Application to a forging steel behavior identification. *Journal of Engineering Materials and Technology* 131 (1), 011001.
- DROIN-JOSSERAND, A.; TAVERDET, J. L.; VERGNAUD, J. M., 1988: Modelling the absorption and desorption of moisture by wood in an atmosphere of constant and programmed relative humidity. *Wood Science and Technology* 22, 299–310.
- DUBOIS, F.; RANDRIAMBOLOLONA, H.; PETIT, C., 2005: Creep in Wood Under Variable Climate Conditions: Numerical Modeling and Experimental Validation. *Mechanics of Time Dependent Materials* 9, 173–202.
- DUMAIL, J. F.; OLOFFSON, K.; SALMÉN, L., 2000: An Analysis of Rolling Shear of Spruce Wood by the Iosipescu Method. *Holzforschung* 54, 420–426.
- EBERHARDSTEINER, J., 2002: *Mechanisches Verhalten von Fichtenholz*. Springer-Verlag.
- EDLUND, U.; SCHMIDT, P.; ROGUET, E., 2009: A model of an adhesively bonded joint with elastic–plastic adherends and a softening adhesive. *Computational Methods in Applied Mechanics and Engineering* 198, 740–752.
- EICHLER, H.; SCHIETZEL, R.; KUSIAN, R.; KEHR, E.; GÖBEL, W.; BIER, H.; STADE, W.; TITTEL, F.; STROHBACH, G.; ECKSTEIN, H.; PROKSCH, R.; HARTIG, H.; KÜNZELMANN, E.; LORENZ, G.; WATZKE, H., 1966: *Taschenbuch der Holztechnologie*. Ingenieurschule für Holztechnik, Dresden, VEB Fachbuchverlag Leipzig.
- ENTWISTLE, K. M., 2005: The mechanosorptive effect in *Pinus radiata* D. Don. *Holzforschung* 59, 552–558.
- ESCHENAUER, H.; SCHNELL, W., 1981: *Elastizitätstheorie 1*. Wissenschaftsverlag Bibliographisches Institut.
- EULER, M.; BIEGHOLDT, H. A., 1999: Ermittlung von Kriechfunktionen für das viskoelastische Materialverhalten von Holz im Zugversuch. *Lacer* 4.
- FICK, A., 1855: Ueber Diffusion. *Annalen der Physik und der Chemie* 170 (1), 59–86.
- FOREST PRODUCTS LABORATORY, MADISON, 1999: *Wood Handbook - Wood as an Engineering Material*. United States Department of Agriculture, Forest Service, Madison, Wisconsin.

- FORTINO, S.; MIRIANON, F.; TORATTI, T., 2009: A 3D moisture-stress FEM analysis for time dependent problems in timber structures. *Mechanics of Time Dependant Materials* 13, 333–356.
- FRANDSEN, H. L., 2007: *Selected Constitutive Models for Simulating the Hygromechanical Response of Wood*. Dissertationsschrift, Aalborg University.
- FRANDSEN, H. L.; DAMKILDE, L.; SVENSSON, S., 2007a: A revised multi-Fickian moisture transport model to describe non-Fickian effects in wood. *Holzforschung* 61 (5), 563–572.
- FRANDSEN, H. L.; SVENSSON, S., 2007: Implementation of sorption hysteresis in multi-Fickian moisture transport. *Holzforschung* 61 (6), 693–701.
- FRANDSEN, H. L.; SVENSSON, S.; DAMKILDE, L., 2007b: A hysteresis model suitable for numerical simulation of moisture content in wood. *Holzforschung* 61 (2), 175–181.
- FUTÓ, L. P., 1982: Über die Spannungsverteilung im Holzgewebe nach der Trocknung Teil 1: Zonen der maximalen und minimalen Schwindungen in Tannenholz-Querschnitten. *European Journal of Wood and Wood Products* 40, 45–50.
- FUTÓ, L. P., 1984: Über die Spannungsverteilung im Holzgewebe nach der Trocknung Teil 2: Feuchteverformung als Faktor bei der Entstehung von Spannungen nach Quellungsgeschwindigkeit. *European Journal of Wood and Wood Products* 42, 131–136.
- GEREKE, T., 2009: *Moisture-induced stresses in cross-laminated wood panels*. Dissertationsschrift, Swiss Federal Institute of Technology.
- GEREKE, T.; HASS, P.; NIEMZ, P., 2010: Moisture-induced stresses and distortions in spruce cross-laminates and composite laminates. *Holzforschung* 64, 127–133.
- GEREKE, T.; NIEMZ, P., 2010: Moisture-induced stresses in spruce cross-laminates. *Engineering Structures* 32, 600–606.
- GÖLDNER, H.; ALTENBACH, J.; BERGANDER, H.; ESCHKE, K.; KREISSIG, R.; LANDGRAF, G., 1992: *Lehrbuch Höhere Festigkeitslehre*. Vol. 3 von 2. Fachbuchverlag Leipzig.
- GÖLDNER, H.; ALTENBACH, J.; ESCHKE, K.; GARZ, K. F.; SÄHN, S., 1991: *Lehrbuch Höhere Festigkeitslehre Band 1*. Vol. 3 von 1. Fachbuchverlag Leipzig.
- GRESSEL, P., 1971: *Untersuchungen über das Zeitstandbiegeverhalten von Holzwerkstoffen in Abhängigkeit von Klima und Belastung*. Dissertationsschrift, Universität Hamburg.

- GRIMSEL, M., 1999: *Mechanisches Verhalten von Holz*. Dissertationsschrift, TU Dresden.
- GUITARD, D.; AMRI, F. E., 1987: Modèles prévisionnels de comportement élastique tri-dimensionnel pour les bois feuillus et les bois résineux. *Annales des Sciences Forestières* 44, 335–358.
- HAILWOOD, A. J.; HORROBIN, S., 1946: Absorption of water by polymers: analysis in terms of a simple model. *Transactions of the Faraday Society* 42 B, 84–93.
- HANHIJÄRVI, A., 1995: *Modelling of creep deformation mechanisms in wood*. Dissertationsschrift, Helsinki University of Technology.
- HANHIJÄRVI, A.; HUNT, D., 1998: Experimental indication of interaction between visco-elastic and mechano-sorptive creep. *Wood Science and Technology* 32, 57–70.
- HANHIJÄRVI, A.; MACKENZIE-HELNWEIN, P., 2003: Computational Analysis of Quality Reduction during Drying of Lumber due to Irrecoverable Deformation. I: Orthotropic Viscoelastic-Mechanosorptive-Plastic Material Model for the Transverse Plane of Wood. *Journal of Engineering Mechanics* 129 (9), 996–1005.
- HARRINGTON, J. J., 2002: *Hierarchical modelling of softwood hygro-elastic properties*. Dissertationsschrift, University of Canterbury, Christchurch, New Zealand.
- HASSANEIN, R., 2006: *Correction methods for the quantitative evaluation of thermal neutron tomography*. Dissertationsschrift, ETH Zürich, Switzerland.
- HEARMON, R. F. S.; BARKAS, W. W., 1941: *The effect of grain direction on the Young's moduli and rigidity moduli of beech and Sitka spruce*. In: Proceedings of the Physical Society.
- HOLZER, S. M.; LOFERSKI, J. R.; DILLARD, D. A., 1989: A review of creep in wood: concepts relevant to develop long-term behavior predictions for wood structures. *Wood and Fiber Science* 21(4), 376–392.
- HORVATH, N.; MOLNAR, S.; NIEMZ, P., 2008: Untersuchungen zum Einfluss der Holzfeuchte auf ausgewählte Eigenschaften von Fichte, Eiche und Rotbuche. *Holztechnologie* 49 (1), 10–15.
- HÖRIG, H., 1933: Zur Elastizität des Fichtenholzes. *Zeitschrift für technische Physik* 12, 369–379.

- HÖRIG, H., 1935: Anwendung der Elastizitätstheorie anisotroper Körper auf Messungen an Holz. *Archive of Applied Mechanics* 6 (1), 8–14.
- HUNT, D. G., 1984: Creep trajectories for beech during moisture changes under load. *Journal of Materials Science* 19, 1456–1467.
- HUNT, D. G., 1986: The mechano-sorptive creep susceptibility of two softwoods and its relation to some other material properties. *Journal of Material Science* 21, 2088–2096.
- HUNT, D. G., 1989: Linearity and non-linearity in mechano-sorptive creep of softwood in compression and bending. *Wood Science and Technology* 23, 323–333.
- HUNT, D. G., 1999: A unified approach to creep of wood. In: *Proceedings of the Royal Society of London A*, 4077–4095.
- HUNT, D. G.; SHELTON, C. F., 1987: Progress in the analysis of creep in wood during concurrent moisture changes. *Journal of Material Science* 22, 313–320.
- IOSIPESCU, N., 1967: New accurate procedure for single shear testing of metals. *Journal of Materials* 2 (3), 537–&.
- JAUSLIN, C.; PELLICANE, P. J.; GUTKOWSKI, R. M., 1995: Finite-Element Analysis of wood Joints. *Journal of materials in civil engineering* 7 (1), 50–58.
- KÄGI, A., 2005: Untersuchungen zum Einfluss der Holzfeuchte und ausgewählter technologischer Parameter auf die Verklebungsgüte von Fichtenholz mit einem 1K PUR Klebstoff für tragende Holzbauteile. Diplomarbeit, HSB Biel.
- KALISKE, M.; ROTHERT, H., 1997: Formulation and implementation of three-dimensional viscoelasticity at small and finite strains. *Computational Mechanics* 19, 228–239.
- KEUNECKE, D.; HERING, S.; NIEMZ, P., 2008: Three-dimensional elastic behaviour of common yew and Norway spruce. *Wood Science and Technology* 42 (8), 633–647.
- KEUNECKE, D.; MÄRKI, C.; NIEMZ, P., 2007: Structural and Mechanical Properties of Yew Wood. *Wood Research* 52 (2), 23–38.
- KEYLWERTH, R., 1951: *Die anisotrope Elastizität des Holzes und der Lagenhölzer*. Technical Report 17, Verlag des Vereins Deutscher Ingenieure - VDI-Forschungsheft 430.
- KNOTHE, K.; WESSELS, H., 1999: *Finite Elemente*. Springer-Verlag.

- KOC, P.; HOUŠKA, M., 2002: Characterization of the sorptive properties of spruce wood by the Inverse Identification Method. *Holz als Roh- und Werkstoff* 60, 265–270.
- KOC, P.; HOUŠKA, M.; ŠTOK, B., 2003: Computer Aided Identification of the Moisture Transport Parameters in Spruce Wood. *Holzforschung* 57, 533–538.
- KOCH, S., 1996: *Elastisches Kleben im Fahrzeugbau - Beanspruchungen und Eigenschaften*. Dissertationsschrift, Technische Universität München.
- KOLLMANN, F., 1951: *Technologie des Holzes und der Holzwerkstoffe*. Springer Verlag.
- KOLLMANN, F., 1959: Über die Sorption von Holz und ihre exakte Bestimmung. *European Journal of Wood and Wood Products* 5, 165–171.
- KOLLMANN, F., 1963: Zur Theorie der Sorption. *Forschung im Ingenieurwesen* 29, 33–41.
- KONNERTH, J.; GINDL, W.; MÜLLER, U., 2006: Elastic Properties of Adhesive Polymers. I. Polymer Films By Means of Electronic Speckle Pattern Interferometry. *Journal of Applied Polymer Science* 103 (6), 3936–3939.
- KRABBENHOFT, K.; DAMKILDE, L., 2004: A model for non-Fickian moisture transfer in wood. *Materials and Structures* 37, 615–622.
- KUFNER, M., 1978: Elastizitätsmodul und Zugfestigkeit von Holz verschiedener Rohdichte in Abhängigkeit vom Feuchtigkeitsgehalt. *Holz als Roh- und Werkstoff* 36, 435–439.
- KÜHNE, H.; WAGNER, T., 1960: *Untersuchungen über die Wasserdampfsorption schweizerischen Fichten-, Tannen-, Lärchen-, Rotbuchen-, Eichen- und Edelkastanienholzes*. Technical Report, Eidgenössische Materialprüfungs- und Versuchsanstalt für Industrie, Bauwesen und Gewerbe (EMPA), Zürich.
- LAGHDIR, A.; FORTIN, Y.; DE LA CRUZ, C. M.; HERNÁNDEZ, R. E., 2008: Development of a technique to determine the 3D elasticity tensor of wood as applied to drying stress modeling. *Maderas. Ciencia y tecnología* 10 (1), 35–44.
- LEHMANN, E.; VONTOBEL, P.; SCHERRER, P.; NIEMZ, P., 2001: Anwendung der Methode der Neutronenradiographie zur Analyse von Holzeigenschaften. *Holz als Roh- und Werkstoff* 59, 463–471.
- LEICESTER, R. H., 1971: A Rheological Model for Mechano-sorptive Deflections of Beams. *Wood Science and Technology* 5, 211–220.

- LEONARDON, M.; ALTANER, C. M.; VIHERRMAA, L.; JARVIS, M. C., 2010: Wood shrinkage: influence of anatomy, cell wall architecture, chemical composition and cambial age. *European Journal of Wood and Wood Products* 68 (1), 87–94.
- LIU, J. Y., 1989: A New Method for Separating Diffusion Coefficient and Surface Emission Coefficient. *Wood and Fiber Science* 21 (2), 133–141.
- LIU, T., 1993: Creep of wood under a large span of loads in constant and varying environments - Part 1: Experimental observations and analysis. *Holz als Roh- und Werkstoff* 51, 400–405.
- LIU, T., 1994: Creep of wood under a large span of loads in constant and varying environments - Part 2: Theoretical investigations. *Holz als Roh- und Werkstoff* 52, 63–70.
- LOCKETT, F. J., 1972: *Nonlinear Viscoelastic Solids*. Academic Press Inc.
- MACKENZIE-HELNWEIN, P.; EBERHARDSTEINER, J.; MANG, H. A., 2003: A multi-surface plasticity model for clear wood and its application to the finite element analysis of structural details. *Computational Mechanics* 31, 204–218.
- MACKENZIE-HELNWEIN, P.; EBERHARDSTEINER, J.; MANG, H. A., 2005a: Rate-independent mechanical behavior of biaxially stressed wood: Experimental observations and constitutive modeling as an orthotropic two-surface elasto-plastic material. *Holz-forschung* 59, 311–321.
- MACKENZIE-HELNWEIN, P.; HANHIJÄRVI, A., 2003: Computational Analysis of Quality Reduction during Drying of Lumber due to Irrecoverable Deformation. II: Algorithmic Aspects and Practical Application. *Journal of Engineering Mechanics* 129 (9), 1006–1016.
- MACKENZIE-HELNWEIN, P.; MÜLLNER, H. W.; EBERHARDSTEINER, J.; MANG, H. A., 2005b: Analysis of layered wooden shells using an orthotropic elasto-plastic model for multi-axial loading of clear spruce wood. *Computer methods in applied mechanics and engineering* 194, 2661–2685.
- MACKERLE, J., 2002: Finite element analysis and simulation of adhesive bonding, soldering and brazing - an addendum: a bibliography (1996–2002). *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering* 10, 637–671.
- MACKERLE, J., 2005: Finite element analyses in wood research: a bibliography. *Wood Science and Technology* 39 (7), 579–600.

- MANNES, D.; JOSIC, L.; LEHMANN, E.; NIEMZ, P., 2009a: Neutron attenuation coefficients for non-invasive quantification of wood properties. *Holzforschung* 63, 472–478.
- MANNES, D.; SONDEREGGER, W.; HERING, S.; LEHMANN, E.; NIEMZ, P., 2009b: Non-destructive determination and quantification of diffusion processes in wood by means of neutron imaging. *Holzforschung* 63, 589–596.
- MEHRABADI, M. M.; COWIN, S. C., 1990: Eigentensors of linear anisotropic elastic materials. *The Quarterly Journal of Mechanics and Applied Mathematics* 43, 15–41.
- MOUCHOT, N.; THIERCELIN, F.; PERRE, P.; ZOULALIAN, A., 2006: Characterization of diffusional transfers of bound water and water vapor in beech and spruce. *Ciencia y tecnología* 8 (3), 139–147.
- MOUTEE, M.; FAFARD, M.; FORTIN, Y.; LAGHDIR, A., 2005: Modeling the creep behavior of wood cantilever loaded at free end during drying. *Wood and Fiber Science* 37 (3), 521–534.
- MÅRTENSSON, A., 1994: Creep Behaviour of Structural Timber under Varying Humidity Conditions. *Journal of Structural Engineering* 120, 2565–2582.
- MÖRATH, E., 1931: *Beiträge zur Kenntnis der Quellungserscheinungen des Buchenholzes*. Dissertationsschrift, Technische Hochschule Darmstadt.
- NELDER, J. A.; MEAD, R., 1965: A simplex method for function minimization. *Computer Journal* 7, 308–313.
- NEUHAUS, F. H., 1981: *Elastizitätszahlen von Fichtenholz in Abhängigkeit von der Holzfeuchtigkeit*. Dissertationsschrift, Ruhr-Universität Bochum.
- NEUMANN, A. J., 1998: Ermittlung und Bewertung der elastischen Materialkennwerte von Vollholz in Abhängigkeit der Feuchte und der Anisotropie. Diplomarbeit, Technische Universität Dresden.
- NIEMZ, P., 1993: *Physik des Holzes und der Holzwerkstoffe*. DRW-Verlag Weinbrenner GmbH & Co.
- NIEMZ, P.; CADUFF, D., 2008: Research into determination of the Poisson ratio of spruce wood. *Holz als Roh- und Werkstoff* 66 (1), 1–4.
- NOWACKI, W., 1965: *Theorie des Kriechens*. Franz Deuticke Wien.

- O'HALLORAN, M. R., 1973: *A curvilinear stress strain model for wood in compression*. Dissertationsschrift, Colorado State University.
- OLEK, W.; PERRÉ, P.; WERES, J., 2005: Inverse analysis of the transient bound water diffusion in wood. *Holzforschung* 59, 38–45.
- OLEK, W.; WERES, J., 2007: Effects of the method of identification of the diffusion coefficient on accuracy of modeling bound water transfer in wood. *Transport in Porous Media* 66, 135–144.
- ORMARSSON, S., 1995: *A finite element study of the shape stability of sawn timber subjected to moisture variations*. Dissertationsschrift, Lund University.
- ORMARSSON, S.; DAHLBLOHM, O.; JOHANSSON, M., 2009: Finite element study of growth stress formation on wood and related distortion of sawn timber. *Wood Science and Technology* 43 (5/6), 387–403.
- ORMARSSON, S.; DAHLBLOHM, O.; PETERSSON, H., 1998: A numerical study of the shape stability of sawn timber subjected to moisture variation - Part 1: Theory. *Wood Science and Technology* 32, 325–334.
- PFRIEM, A.; GROTHE, T.; WAGENFÜHR, A., 2007: Einfluss der thermischen Modifikation auf das instationäre Sorptionsverhalten von Fichte (*Picea abies* (L.) Karst.). *Holz als Roh- und Werkstoff* 65, 321–323.
- PFRIEM, A.; ZAUER, M.; WAGENFÜHR, A., 2010: Alteration of the unsteady sorption behaviour of maple (*Acer pseudoplatanus* L.) and spruce (*Picea abies* (L.) Karst.) due to thermal modification. *Holzforschung* 64 (2), 235–241.
- POŽGAJ, A.; CHOVANEC, D.; KURIATKO, S.; BABIAK, M., 1993: *Štruktúra a vlastnosti dreva*. Bratislava : Príroda.
- RAMBERG, W.; OSGOOD, W. R., 1943: *Description of stress-strain curves by three parameters*. Technical Report, National Advisory Committee for Aeronautics.
- RANDRIAMBOLOLONA, H.; DUBOIS, F.; PETIT, C., 2003: *Modelling of creep behaviour of wood in variable climate conditions*. In: Second International Conference of the European Society for Wood Mechanics.
- RANTA-MAUNUS, A., 1975: The Viscoelasticity of Wood at Varying Moisture Content. *Wood Science and Technology* 9, 189–205.

- RANTA-MAUNUS, A., 1990: Impact of mechano-sorptive creep to the long term strength of timber. *Holz als Roh- und Werkstoff* 48 (2), 67–71.
- RANTA-MAUNUS, A., 1993: Rheological behaviour of wood in directions perpendicular to the grain. *Materials and Structures* 26, 362–369.
- RAUTENSTRAUCH, K., 1989: *Untersuchungen zur Beurteilung des Kriechverhaltens von Holzbiegeträgern*. Dissertationsschrift, Universität Hannover.
- RESCH, E.; KALISKE, M., 2010: Three-dimensional numerical analyses of load-bearing behavior and failure of multiple double-shear dowel-type connections in timber engineering. *Computers and Structures* 88, 165–177.
- ROSEN, H. N., 1978: Influence of external resistance on moisture adsorption rates in wood. *Wood and Fiber* 10 (3), 218–228.
- SALIN, J. G., 1992: Numerical prediction of checking during timber drying and a new mechanosorptive creep model. *Holz als Roh- und Werkstoff* 50 (5), 195–200.
- SANTAOJA, K., 1993: *Viscous and elastic-plastic material model in the ABAQUS*. Technical Report, Technical Research Centre of Finland.
- SANTAOJA, K.; LEINO, T.; RANTA-MAUNAS, A.; HANHIJÄRVI, A., 1991: *Mechano-sorptive structural analysis of wood by the ABAQUS finite element program*. Technical Report, Technical Research Centre of Finland.
- SCHEFFLER, M., 2002: *Bruchmechanische Untersuchungen zur Trockenrissbildung an Laubholz*. Dissertationsschrift, Technische Universität Dresden.
- SCHMIDT, J., 2009: *Modellierung und numerische Analyse hölzerner Strukturen*. Habilitationsschrift, Technische Universität Dresden.
- SCHMIDT, J.; KALISKE, M., 2006: Zur dreidimensionalen Materialmodellierung von Fichtenholz mittels eines Mehrflächen-Plastizitätsmodells. *Holz als Roh- und Werkstoff* 64, 393–402.
- SCHNIDER, T., 2007: *Eignung mittlerer Stammabschnitte aus Schweizer Laubholz*. Technical Report, ETH Zürich.
- SCHNIEWIND, A. P.; BARRETT, J. D., 1972: Wood as a Linear Orthotropic Viscoelastic Material. *Wood Science and Technology* 6, 43–57.

- SCHWAB, J., 1977: *Das grosse Buch vom Holz*. Schuler Verlagsgesellschaft.
- SERRANO, E., 1997: *Finger-Joints for laminated beams*. Technical Report, Lund Institut of Technology.
- SERRANO, E., 2000: *Adhesive joints in timber engineering - Modelling and testing of fracture properties*. Dissertationsschrift, Lund University.
- SERRANO, E., 2001: Glued-in rods for timber structures - a 3D model and finite element parameter studies. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 21, 115–127.
- SERRANO, E., 2004: A numerical study of the shear-strength-predicting capabilities of test specimens for wood–adhesive bonds. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 24, 23–35.
- SERRANO, E.; ENQUIST, B., 2005: Contact-free measurement and non-linear finite element analyses of strain distribution along wood adhesive bonds. *Holzforschung* 59, 641–646.
- SHI, S. Q.; WU, D., 2009: Modeling moisture absorption process of wood-based composites under over-saturated moisture conditions using two-part equations. *Wood Science and Technology* 43, 143–152.
- SIAU, J. F., 1980: Nonisothermal moisture movement in wood. *Wood Science* 13 (1), 11–13.
- SIAU, J. F., 1995: *Wood: Influence of moisture on physical properties*. Department of Wood Science and Forest Products, Virginia Polytechnic Institute and State University.
- SIAU, J. F.; AVRAMIDIS, S., 1993: Application of a thermodynamic model to experiments on nonisothermal diffusion of moisture in wood. *Wood Science and Technology* 27, 131–136.
- SIAU, J. F.; AVRAMIDIS, S., 1996: The surface emission coefficient of wood. *Wood and Fiber Science* 28 (2), 178–185.
- SIMO, J. C.; HUGHES, T. J. R., 1998: *Computational Inelasticity*. Springer Verlag.
- SKAAR, C., 1988: *Wood-Water Relations*. Springer-Verlag.
- SKAAR, C.; SIAU, J. F., 1981: Thermal Diffusion of Bound Water in Wood. *Wood Science and Technology* 15, 105–112.

- SMARDZEWSKI, J., 1996: Distribution of stresses in finger joints. *Wood Science and Technology* 30, 477–489.
- SÖDERSTRÖM, O.; SALIN, J.-G., 1993: On Determination of Surface Emission Factors in Wood Drying. *Holzforschung* 47, 391–397.
- SRETENOVIC, A.; MÜLLER, U.; GINDL, W.; TEISCHINGER, A., 2004: New Shear Assay for the Simultaneous Determination of Shear Strength and Shear Modulus in Solid Wood: Finite Element Modeling and Experimental Results. *Wood and Fiber Science* 36 (3), 302–310.
- STAMER, J., 1935: Elastizitätsuntersuchungen an Hölzern. *Archive of Applied Mechanics* 6 (1), 1–8.
- STAMER, J.; SIEGLERSCHMIDT, H., 1933: Elastische Formänderung der Hölzer. *Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure* 77 (19), 503–505.
- STAMM, A. J., 1959: Bound-Water Diffusion into Wood in the Fiber Direction. *Forest Products Journal* 9 (1), 27–32.
- STAMM, A. J., 1960a: Bound-Water Diffusion into Wood in across-the-Fiber Direction. *Forest Products Journal* 10, 524–528.
- STAMM, A. J., 1960b: Combined Bound-Water and Water-Vapor Diffusion into Sitka Spruce. *Forest Products Journal* 10, 644–648.
- STAMM, A. J., 1967a: Movement of Fluids in Wood - Part I: Flow of Fluids in Wood. *Wood Science and Technology* 1, 122–141.
- STAMM, A. J., 1967b: Movement of Fluids in Wood - Part II: Diffusion. *Wood Science and Technology* 1, 205–230.
- STAMM, A. J.; LOUGHBOROUGH, W. K., 1935: Thermodynamics of the swelling of wood. *The Journal of Physical Chemistry* 39, 121–132.
- SUCHSLAND, O., 2004: *The swelling and shrinking of wood: a practical technology primer*. Forest Products Society, Madison, Wisconsin.
- SVENSSON, S.; TORATTI, T., 2002: Mechanical response of wood perpendicular to grain when subjected to changes of humidity. *Wood Science and Technology* 36, 145–156.

-
- SZALAI, J., 1994: *Anisotrope Elastizitäts- und Festigkeitslehre für Holz und Holzwerkstoffe - Teil 1. Anisotropie der mechanischen Eigenschaften.*
- SZALAI, J., 2008: Festigkeitstheorien von anisotropen Stoffen mit sprödem Bruchverhalten Teil 1: Vergleich und Beurteilung der anisotropen Festigkeitskriterien auf Grund von theoretischen Überlegungen. *Acta Silvatica & Lignaria Hungarica* 4, 61–79.
- THURNER, F.; RANZ, T., 2007: Rheologisches Verhalten von Holz unter Biegebelastung. In: *Beiträge zur Materialtheorie*. Vol. 3.
- TORATTI, T., 1992: *Creep of Timber Beams in a variable environment*. Dissertationsschrift, Helsinki University of Technology.
- TORATTI, T.; SVENSSON, S., 2000: Mechano-sorptive experiments perpendicular to grain under tensile and compressive loads. *Wood Science and Technology* 34 (4), 317–326.
- TORRES, J. L., 2009: Determination of mass diffusion coefficients in Norway spruce using an anisotropic, concentration-dependent model. *Computational Methods in Sciences and Engineering* 9 (3), 133–140.
- TREMBLAY, C.; CLOUTIER, A.; FORTIN, Y., 2000: Experimental determination of the convective heat and mass transfer coefficients for wood drying. *Wood Science and Technology* 34, 253–276.
- TSAI, S. W.; WU, E. M., 1971: A General Theory of Strength for Anisotropic Materials. *Journal of Composite Materials* 5 (1), 58–80.
- VAN MIER, J. G. M., 1997: *Fracture processes of concrete: assessment of material parameters for fracture models*. CRC Press.
- VANEK, M.; TEISCHINGER, A., 1989: Diffusionskoeffizienten und Diffusionswiderstandszahlen von verschiedenen Holzarten. *Holzforschung und Holzverwertung* 1, 3–6.
- VOIGT, W., 1928: *Lehrbuch der Kristallphysik*. Vol. 12. B.G. Teubner Verlagsgesellschaft.
- WADSÖ, L., 1993a: Measurements of water vapour sorption in Wood Part 1. Instrumentation. *Wood Science and Technology* 27, 396–400.
- WADSÖ, L., 1993b: Measurements of water vapour sorption in wood Part 2. Results. *Wood Science and Technology* 28, 59–65.

- WADSÖ, L., 1994: Describing non-Fickian water-vapour sorption in wood. *Journal of Materials Science* 29, 2367–2372.
- WAGENFÜHR, R., 1999: *Anatomie des Holzes*. DRW-Verlag Weinbrenner GmbH & Co.
- WEBER, T., 2006: Rechnerische und experimentelle Untersuchung zum Verformungs-/Spannungsverhalten zweischichtiger Klebverbindungen. Diplomarbeit, ETH Zürich.
- WERES, J.; OLEK, W., 2005: Inverse Finite Element Analysis of Technological Processes of Heat and Mass Transport in Agricultural and Forest Products. *Drying Technology* 23, 1737–1750.
- WOMMELSDORF, O., 1966: *Dehnungs- und Querdehnungszahlen von Hölzern*. Dissertationsschrift, Technische Hochschule Hannover.
- WYSS, M., 2006: Untersuchungen zum Versagensverhalten von Holzverklebungen im makroskopischen Bereich bei Scherbelastung. Diplomarbeit, ETH Zürich.
- XAVIER, J.; OLIVEIRA, M.; MORAIS, J.; PINTO, T., 2009: Measurement of the shear properties of clear wood by the Arcan test. *Holzforschung* 63, 217–225.
- XAVIER, J. C.; GARRIDO, N. M.; OLIVEIRA, M.; MORAIS, J. L.; CAMANHO, P. P.; PIERRON, F., 2004: A comparison between the Iosipescu and off-axis shear test methods for the characterization of Pinus Pinaster Ait. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 35, 827–840.
- YOSHIHARA, H., 2009: Prediction of the off-axis stress-strain relation of wood under compression loading. *European Journal of Wood and Wood Products* 67 (2), 183–188.
- ZIENKIEWICZ, O. C.; TAYLOR, R. L., 2000: *The finite element method*. Vol. 5. Oxford: Butterworth Heinemann.
- ZINK, A., 1995: Finite Element Modeling of Double Lap Wood Joints. *Journal of Adhesion* 56, 217–228.

Anhang

Diffusionsdaten

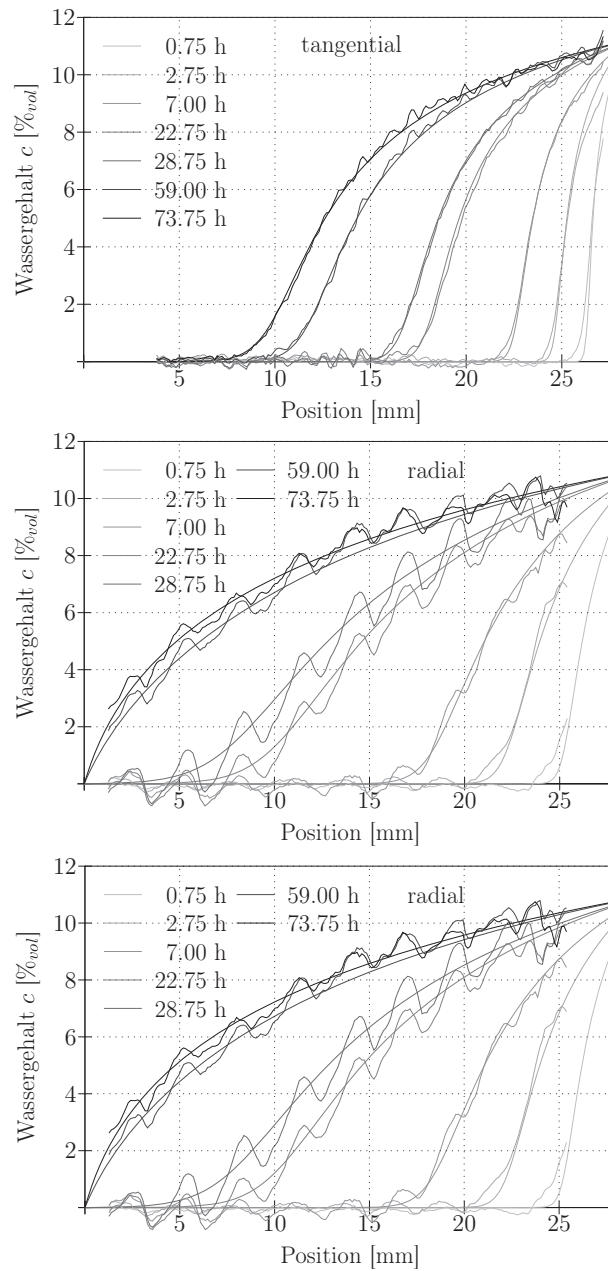


Abb. A.1: Vergleich der Wasserkonzentration bezogen auf die Position in der Probe, zwischen den Versuchsdaten und den Modellwerten im eindimensionalen Diffusionsversuch.

Kriechkennwerte

Tab. B.1: Regressionsergebnisse der Biegekriechversuche unter konstantem Klima bei 20°C und 8.1% Holzfeuchte bei unterschiedlichen Anzahlen m von Voigt-Elementen

	$m = 1$	$m = 2$	$m = 3$	$m = 4$	$m = 6$
J_0	3.0305e-5	2.8801e-5	2.9804e-5	2.9806e-5	2.9823e-5
J_1	3.7293e-6	1.5032e-6	4.7600e-6	-1.6024e-5	-3.5122e-5
λ_1	48.4288	8.2510e-4	152.6503	9.0897	39.6610
J_2		3.7292e-6	-9.1014e-5	-4.2872e-5	1.4160e-5
λ_2		48.3881	8.8302	1375.4	16.9376
J_3			9.2568e-5	1.7646e-5	-2.3760e-5
λ_3			8.8812	9.3795	17.1962
J_4				2.1563e-5	-5.4049e-5
λ_4				360.1768	39.2470
J_5					2.0182e-5
λ_5					19.9153
J_6					8.3728e-5
λ_6					43.1551
r^2	0.9950	0.9947	0.9989	0.9989	0.9960
$RMSE$	2.4588e-4	2.5356e-4	1.1340e-4	1.1688e-4	2.2274e-4

Tab. B.2: Regressionsergebnisse der Biegekriechversuche unter konstantem Klima bei 20°C und 15.5% Holzfeuchte bei unterschiedlichen Anzahlen m von Voigt-Elementen

	$m = 1$	$m = 2$	$m = 3$	$m = 4$	$m = 6$
J_0	4.4026e-5	3.9957e-5	3.9956e-5	3.4095e-5	3.4343e-5
J_1	1.1518e-5	1.1501e-5	-3.0082e-5	5.4577e-6	1.2377e-5
λ_1	56.6126	78.4794	78.4637	8.9302	1.7020
J_2		5.4102e-6	5.4110e-6	3.8557e-5	4.8039e-6
λ_2		8.8020	8.7998	99.2004	35.3587
J_3			4.1583e-5	-2.7629e-5	2.7479e-6
λ_3			78.4667	112.4449	0.3706
J_4				5.8871e-6	4.4270e-6
λ_4				1.4547e-4	8.2573
J_5					-9.2827e-6
λ_5					1.7031
J_6					-1.1852e-5
λ_6					207.4311
r^2	0.9993	0.9998	0.9998	0.9997	0.9999
$RMSE$	3.1996e-4	1.5852e-4	1.8786e-4	2.1335e-4	1.1586e-4

Tab. B.3: Regressionsergebnisse der Biegekriechversuche unter konstantem Klima bei 20°C und 23.2% Holzfeuchte bei unterschiedlichen Anzahlen m von Voigt-Elementen

	$m = 1$	$m = 2$	$m = 3$	$m = 4$	$m = 6$
J_0	4.8200e-5	3.8633e-5	3.5020e-5	3.8622e-5	3.1853e-5
J_1	2.2047e-5	2.0828e-5	1.2375e-5	1.2458e-5	-9.5889e-5
λ_1	49.3333	64.8202	9.1960	8.9692	33.1403
J_2		1.2455e-5	3.8264e-6	9.1208e-5	3.6025e-6
λ_2		8.9814	1.3885	64.7727	0.9417
J_3			2.0783e-5	-4.4178e-5	2.5567e-6
λ_3			65.7187	64.7729	7.3284e-4
J_4				-2.6199e-5	9.2599e-6
λ_4				64.7734	6.8744
J_5					9.3977e-5
λ_5					30.4738
J_6					2.8262e-5
λ_6					73.8088
r^2	0.9996	0.9999	0.9999	0.9999	0.9999
$RMSE$	4.6299e-4	1.6568e-4	1.1391e-4	2.7100e-4	1.1265e-4

Probendaten

Tab. B.4: Prüfkörperspezifikation der Kriechversuche bei unterschiedlichen Holzfeuchten

Probenanzahl $n[-]$		Holzfeuchte ω [%]	Dichte ρ [$\frac{kg}{m^3}$]	Schallgeschwindigkeit c [$\frac{m}{s}$]
8	\bar{X}	8.14	780	5019
	Var [%]	1.55	2.26	5.14
8	\bar{X}	15.48	700	4868
	Var [%]	1.87	7.99	6.50
8	\bar{X}	23.20	760	5042
	Var [%]	2.82	2.64	3.51

Tab. B.5: Prüfkörperspezifikation der Kriechversuche nach einem Klimasprung

Klimatisierung φ [%] r.LF	Anzahl $n[-]$	Holzfeuchte		Dichte ϱ [$\frac{kg}{m^3}$]	Schallgeschwindigkeit c [$\frac{m}{s}$]	
		ω_{Start} [%]	ω_{Ende} [%]			
35-95	8	\bar{X}	8.31	18.08	780	5240
		Var [%]	1.05	1.47	5.14	9.97
95-35	8	\bar{X}	18.58	7.28	740	5337
		Var [%]	1.47	1.08	2.78	3.71
35-65	4	\bar{X}	7.82	12.73	740	5333
		Var [%]	1.85	5.35	6.73	5.46
65-35	8	\bar{X}	13.20	7.60	750	5083
		Var [%]	2.13	1.46	2.78	4.22
65-95	7	\bar{X}	12.99	17.83	750	5147
		Var [%]	2.70	2.15	4.24	3.84
95-65	4	\bar{X}	18.40	12.41	750	5330
		Var [%]	0.83	0.74	3.62	4.50

Publikationsliste (peer reviewed)

- HERING, S.; SAFT, S.; RESCH, E.; NIEMZ, P.; KALISKE, M., 2011b: Characterisation of moisture-dependent plasticity for beech wood and its application to a multi-surface plasticity model. *Holzforschung*, in press.
- HERING, S.; KEUNECKE, D.; NIEMZ, P., 2011a: Moisture-dependent orthotropic elasticity of beech wood. *Wood Science and Technology*, Online First, DOI: 10.1007/s00226-011-0449-4.
- HERING, S.; NIEMZ, P., 2012: Moisture-dependent, viscoelastic creep of European beech wood in longitudinal direction. *European Journal of Wood and Wood Products*, accepted.
- SONDEREGGER, W.; HERING, S.; NIEMZ, P., 2011: Thermal behaviour of Norway spruce and European beech in and between the principal anatomical directions. *Holzforschung* 65, 369–375.
- SONDEREGGER, W.; HERING, S.; MANNES, D.; VONTOBEL, P.; LEHMANN, E.; NIEMZ, P., 2010: Quantitative determination of bound water diffusion in multilayer boards by means of neutron imaging. *European Journal of Wood and Wood Products* 68, 341–350.
- GARAB, J.; KEUNECKE, D.; HERING, S.; SZALAI, J.; NIEMZ, P., 2010: Measurement of standard and off-axis elastic moduli and Poisson's ratios of spruce and yew wood in the transverse plane. *Wood Science and Technology* 44 (3), 451–464.
- MANNES, D.; SONDEREGGER, W.; HERING, S.; LEHMANN, E.; NIEMZ, P., 2009: Non-destructive determination and quantification of diffusion processes in wood by means of neutron imaging. *Holzforschung* 63, 589–596.
- KEUNECKE, D.; HERING, S.; NIEMZ, P., 2008: Three-dimensional elastic behaviour of common yew and Norway spruce. *Wood Science and Technology* 42 (8), 633–647.

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name: Stefan Hering
Geburtsdatum: 03. Dezember 1980
Geburtsort: Dohna
Familienstand: ledig
Nationalität: deutsch

Berufliche Weiterbildung

seit 02/2007 Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für
Baustoffe in der Arbeitsgruppe Holzphysik, ETH Zürich

03/2005 - 08/2006 Diplomarbeit bei der DaimlerChrysler AG
Thema: Verifikation und Optimierung eines Motorenkalttest-
prüfstandes mit Körperschallanalyse mittels verschiedener Si-
gnalanalyseverfahren und Mehrkörpersimulation

10/2005 - 01/2006 Praktikum bei der DaimlerChrysler AG

11/2004 - 03/2005 Werkstudent bei der BMW Group
Thema: Generierung von schädigungsäquivalenten Rauschprofi-
len für Shakerprüfstände

11/2003 - 03/2004 Praktikum bei der BMW Group
Thema: Optimierung eines Motorradheckrahmenprüfstandes

Ausbildung

10/2000 - 11/2006 Technische Universität Dresden
Studienfach: Maschinenbau
Vertiefungsrichtung: angewandte Mechanik
Schwerpunkte: Betriebsfestigkeit, Maschinendynamik, Signal-
verarbeitung, Festigkeitslehre

09/1999 - 09/2000 Zivildienst

09/1992 - 07/1999 „Rainer-Fetscher-Gymnasium“ Pirna
Schulabschluss Abitur

09/1987 - 07/1992 Grund- und Mittelschule Berggießhübel