



**Entwicklung einer virtuellen Prozesskette  
zur rechnergestützten Simulation der Umformung  
von textilkaschierten Holzoberflächen  
dekorativer Bauteile im Fahrzeug-Innenraum**

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktoringenieur (Dr.-Ing.)

Jonas David Zerbst (M. Sc.)

geboren am 7. Februar 1986 in Braunschweig

Erstgutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. Dipl.-Wirt. Ing. Chokri Cherif

Zweitgutachter: Prof. Dr.-Ing. André Wagenführ

Angenommen am: 29.11.2021



## Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand im Rahmen meiner Anstellung in der Fahrzeugentwicklung der Mercedes-Benz AG und in Kooperation mit dem Institut für Textilmaschinen und Textile Hochleistungswerkstofftechnik der Technischen Universität Dresden. Der erfolgreiche Abschluss der Arbeit wäre ohne die Unterstützung durch Betreuer, Kollegen und meine Familie nicht möglich gewesen.

Mein Dank gilt daher insbesondere Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Dipl.-Wirt. Ing. Chokri Cherif für meine wissenschaftliche Förderung und die Führung der Forschungsarbeit. Herrn Prof. Dr.-Ing. André Wagenführ danke ich für das entgegengebrachte Interesse für meine Arbeit und die Anfertigung des Zweitgutachtens. Für die fachliche Betreuung der Promotion und die große Unterstützung bei der Anfertigung von Publikationen bedanke ich mich bei Herrn Dr. Thomas Gereke. Ich danke auch Frau Beate Buchelt für die Unterstützung in messtechnischen Fragestellungen.

Des Weiteren danke ich meinem Mentor und Kollegen Herrn Dr. Sebastian Clauß für das große Vertrauen in meine Fähigkeiten und die Unterstützung bei der Entwicklung der Schwerpunkte des Forschungsprojektes. Auch allen anderen Team-Kollegen und meinem Teamleiter Herrn Michael Sinner danke ich für die vielen anregenden Gespräche und die gute Stimmung bei der Arbeit.

Herrn Christian Liebold danke ich für die Unterstützung und die vielen Anregungen bei numerischen Anwendungen.

Ganz besonders dankbar bin ich für das Vertrauen und die Kraft, die mir meine Familie, als Voraussetzung für das Gelingen dieser Arbeit gegeben hat. Die bedingungslose Unterstützung meiner Eltern gab mir die Sicherheit, diesen Lebensweg zu gehen. Nicht zuletzt bedanke ich mich bei meiner Lebenspartnerin Franziska Behrendt für den großen Rückhalt, die Geduld und dafür, dass sie die Entscheidung für diesen beruflichen Schritt mitgetragen hat.

## Zusammenfassung

Die dreidimensionale Formgebung von vliesstoffkaschierten Furnieren als Oberflächen von Zierteilen im Fahrzeug-Innenraum erfolgt über einen Umformprozess. Aufgrund der spröden, anisotropen und variablen mechanischen Eigenschaften von Holz sind Abschätzungen der Umformbarkeit bei neuen Geometrien eine große Herausforderung. Die Auslegung des Umformprozesses erfordert bisher umfangreiche Absicherungsversuche anhand von Prototypen-Werkzeugen. In der vorliegenden Dissertation werden daher numerische Methoden zur Vorhersage der Umformbarkeit von vliesstoffkaschierten Furnieren zur Reduzierung von Material- und Zeitaufwand im Fahrzeugentwicklungsprozess vorgestellt. Die Simulation der Umformung setzt die Modellierung des Deformations- und Versagensverhaltens der kaschierten Furnierstruktur voraus. Der Materialverbund aus Eschenholz-Furnier und Vliesstoffkaschierung wurde dafür zunächst im Zug- und im Scherversuch charakterisiert. Im Nakajima-Versuch wurde das dreidimensionale Deformationsverhalten analysiert, um die Verformungsgrenzen und die wesentlichen Einflussgrößen zu identifizieren. Dies sind vor allem die hohe Anisotropie, die Inhomogenität sowie die Abhängigkeit von den Temperatur- und Feuchtebedingungen. Die Experimente zeigten, dass das lokale Verformungs- und Versagensverhalten von der individuellen Verteilung der Jahrringstruktur abhängt. Auf Basis der Experimente werden konstitutive Beziehungen und ein Materialmodell abgeleitet. Zur Abbildung von lokalem Versagensverhalten wurde eine Methode zur diskreten Berücksichtigung der Eigenschaften von Früh- und Spätholz in Finite-Elemente-Modellen entwickelt. Dazu wurde ein Zuordnungs-Schema für das Mapping-Tool Envyo eingerichtet, das auf Basis von Grauwertbildern Früh- und Spätholzzonen unterscheidet und auf finite Elemente überträgt. Zur Generierung lokaler Materialparameter wurden über einen Optimierungs-Algorithmus Simulationen des Zug- und des Scherversuchs mit den entsprechenden Kraft-Verschiebungskurven der Experimente kalibriert. Der eingeführte Modellierungsprozess wurde anhand des Versuchsprogramms validiert. Die stochastische Analyse der Verteilungen von Zugfestigkeit und Bruchdehnung in Simulationen des Zugversuchs, mit variierenden Jahrringstrukturen, lieferte eine sehr gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen des Experiments. In Simulationen des Nakajima-Tests konnten charakteristische Dehnfelder und Risse sehr gut erfasst werden. Des Weiteren wurde ein Umformprozess eines Bauteils nach dem gängigen Verfahren der Serienfertigung durchgeführt. Dazu wurden Furnierproben mit unterschiedlichen Verteilungen von Früh- und Spätholzzonen ausgewählt und umgeformt. Mit der eingeführten Übertragungsmethode auf Basis von Grauwertbildern dieser Proben wurden Simulationen der Umformung durchgeführt. Die Simulationen zeigten dabei die Faltenbildung, die sich auch im Versuch über die individuelle Verteilung der Frühholzzonen einstellte. Die Forschungsergebnisse der vorliegenden Dissertation stellen damit die vollständige Prozesskette zur virtuellen Auslegung des Umformprozesses vliesstoffkaschierter Furniere, unter Berücksichtigung von dessen individuellen wachstumsbedingten Eigenschaften, bereit.

## Abstract

In automotive manufacturing, laminated veneer sheets are being formed into a 3D geometry for the production of trim parts with wood surfaces. Estimations of the formability are challenging due to the brittle, anisotropic and inhomogeneous nature of wood. During the vehicle development process, the design of the forming process requires extensive tests with prototype tools. The present thesis introduces numerical methods for the prediction of the formability of veneers with nonwoven backings in order to reduce expenses for the usage of prototype tools and to rapid the development process. The simulation of the forming process requires adequate modelling of the deformation and failure behavior of the laminated veneer structure. Therefore, ash wood veneers with nonwoven backings were characterized in their principal mechanical properties, in tensile and shear tests. In the Nakajima test the material was analyzed under three-dimensional load to identify the forming limits and the influencing factors on the forming process. These are mainly the anisotropy, the inhomogeneity and the temperature and moisture boundaries. The experimentally obtained data was used to derive constitutive laws and a material model. As found in the experiments, failure and deformation behavior of veneer laminates vary with the individual arrangement of early- and latewood zones over a veneer sheet. Therefore, a discretization method is presented, where local failure and damage modes are considered for finite element models. Within the tool Envyo, a mapping scheme was realized for the transfer of early- and latewood zones from ash wood veneer surfaces to finite element meshes, based on gray scale images. In combination to the separate consideration of early- and latewood zones in the model, a set of material input parameters for both zones was created using numerical optimization methods. The force-displacement response of tensile and shear test simulations was calibrated with the corresponding experimental curves. The introduced modelling procedure was validated with the experimental program. In a stochastic, numerical analysis the same distribution of tensile strength and ultimate strain values with varying early- and latewood arrangements was achieved, compared to the experimental tensile test results. Local fracture as well as the characteristic strain distribution were captured in the model in a very good agreement with results of the Nakajima-test. Additionally, a conventional forming process of an interior trim part surface was carried out, using veneer samples with different individual textures originating from the growth ring structure. Gray scale images of those samples were mapped to finite element models to perform the same process numerically. Those forming simulations show the wrinkling behavior, depending on the individual arrangement of earlywood zones, as observed in the hardware forming tests. In summary, the research output of the present thesis provides the whole process chain for the virtual design of the forming process of veneers with nonwoven backings, with consideration of the individual growth-related properties of the veneer structure.

## Symbolverzeichnis

### Abkürzungen

1D, 2D, 3D	Eindimensional, Zweidimensional, Dreidimensional
CPU	Prozessor-Einheit (Central Processing Unit)
FE	Finite Elemente
FEA	Finite-Elemente-Analyse
FEM	Finite-Elemente-Methode
FH	Frühholz
*MAT_058	Material Modell Nr. 58 aus der LS-DYNA-Bibliothek. Volle Bezeichnung: *MAT_LAMINATED_COMPOSITE_FABRIC
MSE	Mittlerer quadratischer Fehler (mean square error)
N	Normalklima
PGM	Portable-Gray-Map-Dateiformat
SH	Spätholz
W	Wasserlagerung
XFEM	Erweiterte Finite-Elemente-Methode (Extended finite element method)

### Griechische Symbole

$\gamma_{ij}$	Schubverzerrung
$\gamma_{ij,A}$	Parameter im Materialmodell zur Definition eines Gleitungswertes am Ende des Bereiches der nicht-linearen Schädigung
$\gamma_{ij,S}$	Parameter im Materialmodell zur Definition eines Gleitungswertes bei Erreichen der Scherfestigkeit
$\boldsymbol{\varepsilon}$	Verzerrungstensor
$\varepsilon_{ij}$	Komponenten des Verzerrungstensors
$\varepsilon_{max,ij}$	Bruchdehnung
$\varepsilon_V$	Vergleichsdehnung
$\mu$	Mittelwert
$\nu_{ij}$	Poissonzahlen
$\xi$	Laufvariable über die lineare Interpolation der Verschiebung an einem Element
$\rho$	Dichte eines Körpers $\Omega$ in der Momentankonfiguration
$\boldsymbol{\sigma}$	Cauchy'scher-Spannungstensor
$\hat{\boldsymbol{\sigma}}$	Effektiver Spannungstensor
$\sigma_{ij}$	Komponenten des Spannungstensors
$\sigma_{max,ij}$	Zugfestigkeit
$\sigma_x^2$	Varianz
$\tau_{ij}$	Schubspannungen

---

$\tau_{12,A}$	Parameter im Materialmodell zur Definition eines Schubspannungswertes am Ende des Bereiches der nicht-linearen Schädigung
$\tau_{max,ij}$	Scherfestigkeit
$\varphi_1$	Lokaler Hauptumformgrad
$\bar{\varphi}_1$	Hauptumformgrad, gemittelt über das gesamte Messfeld
$\varphi_2$	Nebenumformgrad
$\Phi(\mathbf{X}, t)$	Bewegungsfunktion eines deformierbaren Körpers
$\Phi_n$	Ansatzfunktion
$\omega_{ij}$	Schädigungsvariable
$\Omega$	Gebiet eines Körpers in der Momentankonfiguration
$\partial\Omega$	Rand des Gebietes eines Körpers $\Omega$
$\Omega_0$	Gebiet eines Körpers in der Referenzkonfiguration
$\partial\Omega_0$	Rand des Gebietes eines Körpers $\partial\Omega_0$

## Lateinische Symbole

$da$	Infinitesimale Fläche in der Momentankonfiguration
$dA$	Infinitesimale Fläche in der Referenzkonfiguration
$\mathbf{b}$	Volumenkraftvektor
$\mathbf{c}$	Dämpfungsmatrix
$\mathbf{C}$	Steifigkeitstensor
$\mathbf{D}$	Nachgiebigkeitstensor
$d_{ij}$	Verschiebung am Zugversuch
$e_{ij,T,C,S}^2$	Versagenskriterium unter Zug-, Druck- oder Schubbelastung
$E_{ij}$	Elastizitätsmoduln
$\mathbf{f}$	Kraftvektor
$\mathbf{f}_a$	Kraftvektor an einer Fläche in der Momentankonfiguration
$\mathbf{f}_A$	Kraftvektor an einer Fläche in der Referenzkonfiguration
$f(x)$	Eine beliebige Funktion
$\mathbf{F}$	Deformationsgradient
$F_{ij}$	Komponenten des Deformationsgradienten
$G_{ij}$	Schubmoduln
$G_m$	Kraft-Verschiebungskurve eines FE-Modells
$\mathbf{H}$	Verschiebungsgradient
$H_{ij}$	Komponenten des Verschiebungsgradienten
$H_m$	Experimentelle Kraft-Verschiebungspunkte
$\mathbf{k}$	Federsteifigkeitsmatrix
$k_n$	Knoten
$l_n$	Länge
$\Delta l_n$	Längenänderung

---

<b>m</b>	Massematrix
<b>M</b>	Schädigungsoperator
<b>n</b>	Normalenvektor in der Momentankonfiguration
<b>N</b>	Normalenvektor in der Referenzkonfiguration
<b>p</b>	Graustufenwert
$P_0$	Materieller Punkt in der Referenzkonfiguration
$P, Q$	Punkte
<b>q</b>	Schwellwert zur Unterscheidung von Früh- und Spätholz
<b>R</b>	Radius
<b>S</b>	Zweiter Piola-Kirchhoff'scher Spannungstensor
$S_C$	Scherfestigkeit im Materialmodell
$SLIM_{C,T,S}$	Parameter zur Definition eines konstanten Lastniveaus im Materialmodell nach dem Versagen.
$t$	Zeit
<b>t</b>	Flächenkraft
$\mathbf{t}_i$	Cauchy'scher Spannungsvektor
$t_n$	Zeitpunkt
$\Delta t$	Zeitschritt
$t_{plot}$	Zeitpunkt der Ausgabe von Ergebnisgrößen
<b>u</b>	Verschiebungsvektor
$u_i$	Komponenten des Verschiebungsvektors
$\dot{\mathbf{u}}$	Einfache Ableitung der Verschiebung nach der Zeit
$\ddot{\mathbf{u}}$	Zweifache Ableitung der Verschiebung nach der Zeit
$\delta \mathbf{u}$	Infinitesimale Verschiebung
$v$	Volumen in der Momentankonfiguration
<b>v</b>	Variationskoeffizient
$w_i$	Gewichtsfaktoren im Verfahren der Gauß-Quadratur
$W(x)$	Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion
$x$	Variable
<b>x</b>	Ortsvektor eines Punktes in der Momentankonfiguration
$x_i$	Integrationspunkte im Verfahren der Gauß-Quadratur
<b>X</b>	Ortsvektor eines Punktes in der Referenzkonfiguration
$X_{T,C}$	Longitudinale Festigkeiten im Materialmodell
$Y_{T,C}$	Transversale Festigkeiten im Materialmodell
<b>z</b>	Stempelweg im Nakajimaversuch

---

## Koordinatensysteme

1,2,3	Kartesische Koordinaten, relativ zum Furnierlaminat, mit den Richtungen: 1: longitudinal zur Holzfaserrichtung 2: senkrecht zur Faserrichtung in der Materialebene 3: senkrecht zur Faserrichtung, senkrecht zur Materialebene.
$L, R, T$	Zylindrisch-orthotrope Richtungen, relativ zu den Jahrringen von Holz, mit den Richtungen: $L$ : longitudinal zur Faserrichtung $R$ : radial zu den Jahrringen $T$ : tangential zu den Jahrringen
$x, y, z$	Kartesische Koordinaten, relativ zur initialen Position eines Rohteils im Umformwerkzeug oder eines Prüfkörpers in der Prüfmaschine, mit den Richtungen: $x, y$ : Richtungen in der horizontalen Materialebene $z$ : Richtung senkrecht zur Materialebene

## Indizes

$i, j, k, l$	Raumrichtungen in der Notation von Tensoren und Vektoren mit: $i, j, k, l = 1, 2, 3$ (siehe Koordinatensysteme)
$\parallel, \perp$	Ausrichtung der Holzfaserrichtung des Furnierlaminats parallel, bzw. senkrecht zur Fahrzeugrichtung
$C, T, S$	Zug-, bzw. Druck-, bzw. Schubmode
$n$	Eine reelle Zahl $1, \dots, n$

---

# Inhaltsverzeichnis

<b>1. EINLEITUNG</b>	<b>1</b>
1.1 Hintergrund und Motivation der Thesis	1
1.2 Schwerpunkte und Ziele	3
1.3 Gliederung der Thesis	4
<b>2. GRUNDLAGEN DER FERTIGUNGSTECHNIK UND STRUKTURMECHANIK</b>	<b>6</b>
2.1 Einleitung	6
2.2 Struktureller Aufbau von Holz	6
2.3 Fertigung von Zierteilen und Furnieren	9
2.3.1 Aufbau und Fertigungsprozess von Zierteilen mit Holzoberfläche	9
2.3.2 Furnierarten und Herstellungsverfahren	14
2.4 Kontinuumsmechanische Grundlagen	17
2.4.1 Kinematische Beziehungen	18
2.4.2 Kinetische Beziehungen	21
2.4.3 Konstitutive Beziehungen	23
2.5 Die Finite-Elemente-Methode	25
2.6 Literaturüberblick zur Modellierung mechanischer Eigenschaften von Holz	30
2.7 Schlussfolgerungen	32
<b>3. STRUKTURVERHALTEN VON FURNIERLAMINATEN</b>	<b>34</b>
3.1 Einleitung	34
3.2 Materialcharakterisierung unter Normal- und Schubbelastung	35
3.2.1 Materialien und Methoden	35
3.2.1.1 Materialaufbau	35
3.2.1.2 Aufstellung des Versuchsprogramms	36
3.2.1.3 Probenvorbehandlung im Wasserbad	38
3.2.1.4 Bestimmung mechanischer Parameter im Zugversuch	39
3.2.1.5 Bestimmung mechanischer Parameter im Scherrahmenversuch	39
3.2.2 Ergebnisse und Diskussion	40
3.2.2.1 Spannungs-Dehnungs-Verhalten im Zugversuch	40
3.2.2.2 Spannungs-Dehnungs-Verhalten im Scherrahmenversuch	45
3.3 Analyse der Umformgrenzen im Nakajimaversuch	46
3.3.1 Versuchsaufbau	46
3.3.2 Ergebnisse und Diskussion	49
3.4 Schlussfolgerungen	54
<b>4. MATERIALMODELL FÜR FURNIERLAMINATE</b>	<b>56</b>
4.1 Einleitung	56
4.2 Idealisierung des Furnierlaminats in ein Kontinuumsmodell	56
4.3 Formulierung von Versagensmechanismen	57
4.4 Formulierung von nichtlinearen, konstitutiven Beziehungen	59

---

4.5 Schlussfolgerungen	61
<b>5. DIE FURNIERSTRUKTUR IM FINITE-ELEMENTE-MODELL</b>	<b>62</b>
5.1 Einleitung	62
5.2 Entwicklung einer Mapping-Methode zur Diskretisierung der Jahrringstruktur	63
5.2.1 Der Mapping-Prozess	63
5.2.2 Analyse des Mapping-Verfahrens anhand eines Finite-Elemente-Modells	65
5.3 Identifikation lokaler Parameter von Früh- und Spätholz	67
5.3.1 Methoden	67
5.3.1.1 Erstellung einer Optimierungsroutine zur Parameteridentifikation	67
5.3.1.2 Aufbau eines FE-Modells des Zugversuchs	68
5.3.1.3 Aufbau eines FE-Modells des Scherversuchs	70
5.3.2 Ergebnisse	73
5.3.2.1 Identifikation von Materialparametern unter Normalbelastung	73
5.3.2.2 Identifikation von Materialparametern unter Schubbelastung	76
5.3.2.3 Modellverhalten unter Druckbelastung	78
5.4 Schlussfolgerungen	79
<b>6. VALIDIERUNG DES MODELLIERUNGSANSATZES</b>	<b>81</b>
6.1 Einleitung	81
6.2 Validierung der numerischen Parameterstreuung in einer stochastischen Analyse	82
6.2.1 Aufbau von FE-Modellen des Zugversuchs unter Variation der Jahrringstruktur	82
6.2.2 Simulationsergebnisse	82
6.3 Validierung des Modell-Deformations- und Bruchverhaltens unter Tiefziehbelastung	85
6.3.1 Aufbau eines FE-Modells des Nakajima-Versuchs	85
6.3.2 Simulationsergebnisse	87
6.4 Numerische Analyse der Umformung einer Zierteiloberfläche	92
6.4.1 Experimentelle Analyse der Umformung einer Zierteiloberfläche	92
6.4.2 Simulation Umformprozess Schritt 1: Schwerkraftsimulation	96
6.4.2.1 Aufbau des Rechenmodells	96
6.4.2.2 Simulationsergebnis	99
6.4.3 Simulation Umformprozess Schritt 2: Umformsimulation	100
6.4.3.1 Modellaufbau	100
6.4.3.2 Simulationsergebnis	101
6.5 Schlussfolgerungen	110
<b>7. FAZIT</b>	<b>112</b>
<b>8. AUSBLICK</b>	<b>114</b>
<b>LITERATURVERZEICHNIS</b>	<b>116</b>
<b>ANHANG</b>	<b>126</b>



# 1 Einleitung

## 1.1 Hintergrund und Motivation

Seit der Erfindung des Automobils im Jahre 1886 durch Carl Benz werden Holzwerkstoffe im Fahrzeugbau eingesetzt. Während anfangs noch Teile der Karosserie aus Holz gefertigt wurden, werden Holzmaterialien heute zu rein dekorativen Zwecken im Fahrzeug-Innenraum eingesetzt (Abbildung 1.1). Für das Interieur-Design geben die unterschiedlichen Ausprägungen der Holztextur und die große Bandbreite verfügbarer Holzarten vielfältige gestalterische Möglichkeiten der Individualisierung. So wird Holz mit einer hohen Wertanmutung und Exklusivität verbunden und ist insbesondere bei Luxus-Fahrzeugklassen stark nachgefragt.



**Abbildung 1.1** Interieur-Ansicht der Baureihe Mercedes-Benz X167 (Maybach) mit Holz-Innenausstattung in der Mittelkonsole und unterhalb der Instrumententafel.

Holzoberflächen werden hauptsächlich in Form von Zierteilen im Fahrzeug-Innenraum integriert. Als gängiger Aufbau für Zierteile haben sich Dekoroberflächen aus vliesstoffkaschiertem Furnier auf einem Kunststoffträger für die Steifigkeit des Bauteils durchgesetzt. Die dreidimensionale Formgebung des Verbundes aus Furnier und Vliesstoff erfolgt in einem Umformprozess. Grundsätzlich werden die kaschierten Furniere unter erhöhter Feuchte und Temperatur in einem Stahlwerkzeug, bestehend aus einer Positiv- und einer Negativform, umgeformt. Die Gestaltung und die technologische Umsetzung neuer Bauteilgeometrien mit Holzoberfläche wird durch die mechanischen Eigenschaften der Hölzer begrenzt. Das Verformungsverhalten von Holz ist stark abhängig von der Orientierung der Fasern und der Materialfeuchte und -temperatur. Zudem unterliegen die physikalischen

Parameter von Holz als biologischem, gewachsenen Material starken natürlichen Schwankungen [1]. Insbesondere die wachstumsbedingten Dichteveränderungen der Jahrringe führen zu lokalen Riss- und Faltenbildungen in der Umformung (Abbildung 1.2).



**Abbildung 1.2** Risse in umgeformten Eschenholz-Furnieren durch die inhomogene Holzstruktur.

Dennoch unterliegt auch das Naturmaterial Holz bei der Entwicklung neuer Fahrzeuggenerationen dem gestalterischen Wunsch, immer wieder neue Designs und Formen darzustellen. Insbesondere für die Ausformung stark dreidimensionaler Geometrien mit großen Tiefziehwegen und engen Radien ist die Abschätzung der Herstellbarkeit sehr aufwendig. In der Entwicklungsphase müssen bisher bei komplexen Geometrien Prototypenwerkzeuge erstellt werden, um ein riss- und faltenfreies Umformergebnis abzusichern. Bis zur Erstellung von Werkzeugen für den serienreifen Prozess mit großen Stückzahlen können mehrere Iterationsschleifen mit Anpassungen der Prototypenwerkzeuge zur Formfindung notwendig sein.

Dieser Entwicklungsprozess ist sehr zeit- und kostenaufwendig. Die Vorhersage mit Methoden der numerischen Simulation zur virtuellen Auslegung der Umformgeometrie birgt daher großes Potenzial für Einsparungen an Entwicklungszeit und dem Einsatz von materiellen Ressourcen. Bis heute sind keine geeigneten numerischen Methoden für die Simulation des angewandten Fertigungsprozesses von Zerteiloberflächen aus Furnier-Verbundwerkstoffen bekannt. Existierende Methoden zur Modellierung von Holz beschränken sich bisher eher auf bauingenieurwissenschaftliche Fragestellungen, wie zum Beispiel die Vorhersage von Steifigkeiten und Festigkeiten von Tragwerken [2]. Für die numerische Simulation des Umformvorgangs ist die Entwicklung von Methoden für die realitätsnahe Erfassung der Holzstruktur im Modellaufbau sowie geeignete Materialmodelle zur Abbildung des Werkstoffverhaltens von kaschierten Furnieren notwendig. Die zuvor genannten natürlichen Eigenschaften der Holzstruktur sind dabei auch die Herausforderung in der Modellentwicklung und definieren die Forschungsaufgabe der vorliegenden Dissertation.

## 1.2 Schwerpunkte und Ziele

In der Automobilindustrie ergeben sich aus dem marktwirtschaftlichen Druck, neue Bauweisen und Varianten in kürzerer Zeit bereitzustellen, übergeordnete Ziele für die Fahrzeugentwicklung. Die Anforderungen zur Erhöhung der Entwicklungsgeschwindigkeit kann nur durch die Reduzierung von zeit- und kostenintensiven Prototypen gelingen. Das Ersetzen von messtechnischen Analysen der Leistungsfähigkeit von Fahrzeugstrukturen anhand von Prototypen erfordert wiederum virtuelle Vorhersage-Methoden. Aus diesem Zwang ergibt sich eine hohe Nachfrage nach Methoden für die digitale Absicherung von Bauteilen und Fertigungsprozessen. Darüber hinaus können die digital gewonnenen Daten der Fertigungshistorie weiterverwendet werden und damit deren Einfluss auf das mechanische Bauteil- und Gesamtfahrzeugverhalten untersucht werden. Langfristiges Ziel der automobilen Entwicklung und Forschung ist der vollständige digitale Prototyp, um den bestmöglichen Reifegrad bei minimalem Ressourceneinsatz zu generieren.

Aus diesen globalen Zielen leitet sich auch die Nachfrage nach Simulationsmethoden für den Umformprozess von Oberflächen für Holzzierteile im Fahrzeuginnenraum ab. Wie bereits eingangs beschrieben ist die Abschätzung der Umformbarkeit von kaschierten Furnieren im konventionellen Entwicklungsprozess über die Durchführung von zahlreichen Umformversuchen mit Prototypenwerkzeugen zeit- und kostenaufwendig. Diese Formfindungsphase vom Design-Entwurf zum serienreifen Umformwerkzeug kann durch adäquate Voraussagemethoden erheblich verkürzt werden. Zudem können in der Simulation deutlich einfacher verschiedene Varianten evaluiert und die Geometrie spezifischer und dynamischer optimiert werden, um den Ansprüchen der Designentwürfe gerecht zu werden. Über die virtuelle Auslegung des Umformprozesses kann zudem eine genauere Analyse der Einflussparameter erfolgen, und es können gezielte Anpassungen der Materialmechanik, zum Beispiel an der Vliesstoffkaschierung, vorgenommen werden.

Das Gesamtziel dieser Arbeit ist die Entwicklung einer vollständigen virtuellen Prozesskette, an deren Ende die realitätsnahe Vorhersage des Deformations- und Versagensverhaltens von kaschierten Furnieren unter Umformbedingungen steht, wie sie in der automobilen Fertigung angewendet werden. Voraussetzung für die Berechenbarkeit des Umformprozesses, und damit zentrale Aufgabe dieser Arbeit, sind geeignete Modellierungsmethoden, mit denen das Strukturverhalten von kaschierten Furnieren erfasst wird. Die Herausforderung ist dabei die Abbildung des komplexen Werkstoffverhaltens des Furniers als Naturstoff. Das generelle Vorgehen zur Entwicklung dieses Modellierungsansatzes unterteilt sich in einzelne Teilschritte, die zur Erreichung des Zieles notwendig sind:

- Charakterisierung des Materialverhaltens anhand von Basisversuchen zur Analyse der Spannungs-Dehnungs-Beziehungen und zur Bestimmung von Materialparametern unter Feuchteinfluss,
- Analyse des dreidimensionalen Deformationsverhaltens unter Prozessbedingungen zur Identifikation der entscheidenden Einflussgrößen,
- Formulierung von Stoffgesetzen und Implementierung eines Werkstoffmodells für kaschierte Furniere,
- Entwicklung einer Methode für den Aufbau eines Finite-Elemente-Modells zur diskreten Erfassung der Inhomogenität der Furniere,
- Kalibrierung von Parametern der Materialkarten anhand von Simulationen der Basisversuche
- und Validierung des Modellierungsansatzes anhand von Simulationen und Experimenten des Umformprozesses eines Bauteils.

Dieses Vorgehen umfasst dabei die gesamte Prozesskette der virtuellen Absicherung von Furnierwerkstoffen für Zierteiloberflächen. Der Prozess erstreckt sich von der Aufnahme von mechanischen Materialdaten über die Erstellung von Materialkarten und den Modell-aufbau bis hin zum Einsatz geeigneter numerischer Berechnungsverfahren zur Simulation der Umformung. Es werden dabei Messmethoden zur Charakterisierung des zwei- und dreidimensionalen Materialverhaltens von kaschierten Furnieren, unter erhöhter Feuchte und Temperatur, bereitgestellt. Es werden Materialkarten für die Abbildung von orthotropem, nicht-linearem Deformations- und Bruchverhalten für den Materialverbund eingeführt und geprüft. Besonderer Schwerpunkt dieser Arbeit liegt auf der Entwicklung einer Mapping-Methodik zur automatisierten Erfassung der Jahrringstruktur auf Basis von Bildern der Holz-Oberfläche. Dazu gehört auch die Entwicklung einer numerischen Optimierungsmethode zur Identifikation lokaler Materialparameter für Früh- und Spätholz. Zuletzt werden die entwickelten Methoden validiert. Dabei beschreibt diese Arbeit schlussendlich auch die Anwendung von impliziten und expliziten Berechnungsverfahren zur Simulation der Rohteil-Positionierung im Werkzeug und der Simulation der Umformung selbst.

### 1.3 Gliederung der Dissertation

Die vorliegende Dissertation ist entsprechend den in Abschnitt 1.2 geschilderten Schritten in der Entwicklung der Methodik wie folgt gegliedert:

- In Kapitel 2 wird zunächst der Stand der Technik im Zusammenhang mit den auszuarbeitenden Forschungsfragen erläutert. Das Kapitel umfasst die Beschreibung des Aufbaus der Holzstruktur, die Einführung der Grundlagen der Strukturmechanik und Simulation, einen Literaturüberblick zur Einordnung der Forschungsfrage sowie die Schilderung der Fertigungsprozesse als Zielgegenstand für die numerische Erfassung.
- Kapitel 3 beschäftigt sich mit der Materialcharakterisierung anhand von Basisversuchen in der Materialebene sowie der Analyse des dreidimensionalen Deformationsverhaltens im Nakajima-Versuch.
- Die Beobachtungen an den durchgeführten Experimenten werden in Kapitel 4 in ein Materialmodell überführt.

- 
- Kapitel 5 beschreibt die entwickelten Methoden zum Modellaufbau mit der diskreten Berücksichtigung der Holzstruktur. Des Weiteren wird in diesem Kapitel die Kalibrierung und Identifizierung von Materialparametern für Früh- und Spätholz über ein Optimierungs-Schema gezeigt.
  - Die Validierung der entwickelten Methoden erfolgt in Kapitel 6. Der Modellierungsansatz wird dabei in verschiedenen Lastszenarien evaluiert. Zudem wird anhand eines Bauteils die Anwendung der entwickelten Prozesskette zur virtuellen Absicherung des Umformprozesses in der Fahrzeugentwicklung demonstriert.
  - In Kapitel 7 wird ein Fazit zur Anwendbarkeit der numerischen Simulation des Umformprozesses gezogen.
  - Kapitel 8 gibt einen Ausblick auf weiterführende Forschungsfragen sowie Einsatzmöglichkeiten für die entwickelten Methoden.

## 2 Grundlagen der Fertigungstechnik und Strukturmechanik

### 2.1 Einleitung

Die Zusammenfassungen im nachfolgenden Stand der Technik liefern die Grundlagen der Methodik zur simulativen Abbildung des Umformprozesses von textilkaschierten Furnieren und stecken die Aufgaben ab, die in der Modellentwicklung zu berücksichtigen sind.

Es wird vorausgesetzt, dass die Herausforderung der Modellierungsaufgabe in der Abbildung der dekorativen Holzschicht des Furniers liegt und dass diese das Gesamtverhalten des Verbundes maßgeblich definiert. Die mechanischen Eigenschaften des Furniers leiten sich von dem wachstumsbedingten Aufbau des Baumes ab. Für das Verständnis des Umformverhaltens von vliesstoffkaschierten Furnieren wird daher der strukturelle Aufbau von Holz erläutert.

Die Kenntnis der prozesstechnischen Herstellung von Holz-Zierteiloberflächen ist Voraussetzung für die Abbildung in der Simulation. Es wird daher der prinzipielle Aufbau und der Fertigungsprozess von Holz-Zierteilen in der Automobilproduktion erläutert. Des Weiteren beeinflusst die Fertigungstechnik von Furnieren maßgeblich deren mechanische Eigenschaften und das Verhalten in der Umformung. Somit werden gängige Herstellungsverfahren und die dadurch erzeugten Furniertypen in diesem Kapitel aufgeführt.

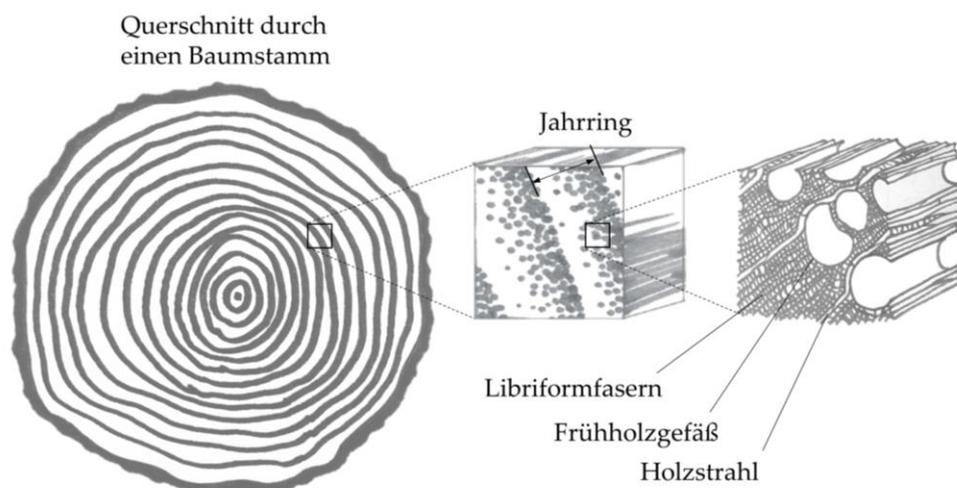
Zur numerischen Analyse der Deformationen während des Umformprozesses werden numerische Simulationsmethoden angewandt. Die Grundlage für diese Methoden bilden die Gleichungen der Kontinuumsmechanik. Nachfolgend werden daher die Grundgleichungen der Mechanik zusammengefasst. Es werden symmetrische, tensorielle Spannungs- und Verzerrungsmaße eingeführt, die für die numerische Analyse von Deformationen herangezogen werden können. Der Abschnitt beschränkt sich dabei auf die Einführung der Elastizitätstheorie anhand linearer Beschreibungen. Die strukturmechanischen Berechnungen erfolgen mit der Finite-Elemente-Methode. Rechenverfahren auf Basis der finiten Elemente sind heute gängige Praxis in der Auslegung von Strukturen und Prozessen. Die Finite-Elemente-Methode ist seit der Einführung in der ersten Hälfte des 20. Jahrhunderts stetig weiterentwickelt und verbessert worden und ist heute in umfangreicher Fachliteratur beschrieben [3–5]. Hier werden nachfolgend die Grundlagen der Methode zusammengefasst. Es wird dargestellt, wie es unter Anwendung numerischer Näherungsverfahren von der Beschreibung von Körpern als homogenes Feld in der Kontinuumsmechanik zu einem berechenbaren System kommt, das hinsichtlich einer mechanischen Gleichgewichtsbedingung gelöst werden kann. Verschiedene Modellierungsansätze zur Formulierung von Plastizität und zur Berücksichtigung der natürlichen Inhomogenität von Holz werden später in einem Literaturüberblick genannt.

### 2.2 Struktureller Aufbau von Holz

Holz ist ein Naturstoff. Damit resultieren die Materialeigenschaften des Werkstoffes aus den physiologischen Anforderungen des Baumes an seine Stabilität und den Transport von Wasser und Nährstoffen. Das Erscheinungsbild von Holz wird im Wesentlichen durch den Gewebeaufbau in Fasern, die parallel zur Stammachse verlaufen, und durch konzentrisch

angeordnete Jahrringe im Stammquerschnitt definiert. Detaillierte Beschreibungen des Aufbaus der Holzstruktur geben die Fachbücher von WAGENFÜHR [6] sowie WAGENFÜHR und SCHOLZ [7], aus denen für diese Arbeit wesentliche Aspekte zusammengefasst werden.

Das Wachstum des Baumes verläuft, neben der Hauptrichtung in die Höhe, auch in die Breite. Verantwortlich für das Wachstum in Dickenrichtung ist ein Ring aus lebenden, teilungsfähigen Zellen in der Kambiumschicht. Diese befindet sich direkt unter der Baumrinde und bildet nach innen das Holzgewebe (Xylem) und nach außen die Bastschicht (Phloem). Bäume werden in ihrem Wachstum stark vom Klima beeinflusst. Zu Beginn der Vegetationsperiode im Frühjahr, in der der Baum gute Wachstumsbedingungen vorfindet, ist die Gewebestruktur auf die Leitung von Wasser und Nährstoffen eingestellt und produziert dünnwandige und weitleumige Zellen, das Frühholz. Im Spätsommer bildet der Baum dann dichteres Holz mit dickwandigen, englumigen Zellen für die mechanische Stabilität, das Spätholz. Im Winter stellt der Baum sein Wachstum vollständig ein. Aufgrund der höheren Dichte erscheint das Spätholz zumeist dunkler gegenüber dem Frühholz. So entstehen die charakteristischen Jahrringe im Querschnitt des Baumes. Der Anschnitt der Jahrringstruktur erzeugt die Textur des Holzes, worauf in Abschnitt 2.3.2 noch näher eingegangen wird. In tropischen Breitengraden ohne periodischen Jahreszeitenwechsel haben Bäume keine Jahrringstruktur. Dennoch können etwa Dürreperioden oder andere Wechselklimata Baumringe in der Holzstruktur erzeugen. Die Wachstumsdynamik eines Baumes ist abhängig von Umweltbedingungen, wie der Temperatur, der Wasser- und Nährstoffversorgung oder der Verfügbarkeit von Tageslicht. Bei Hanglage oder auch Windlasten reagiert der Baum mit der Bildung von speziellem Stützgewebe, dem so genannten Reaktionsholz. Die Dynamik in der Bildung unterschiedlicher Breiten und Ausprägungen von Früh- und Spätholz trägt zu einem großen Anteil zur Variabilität des Holzes und seiner physikalischen Eigenschaften, wie der Festigkeit, den Quell- und Schwindmaßen oder der Wärmeleitfähigkeit bei.



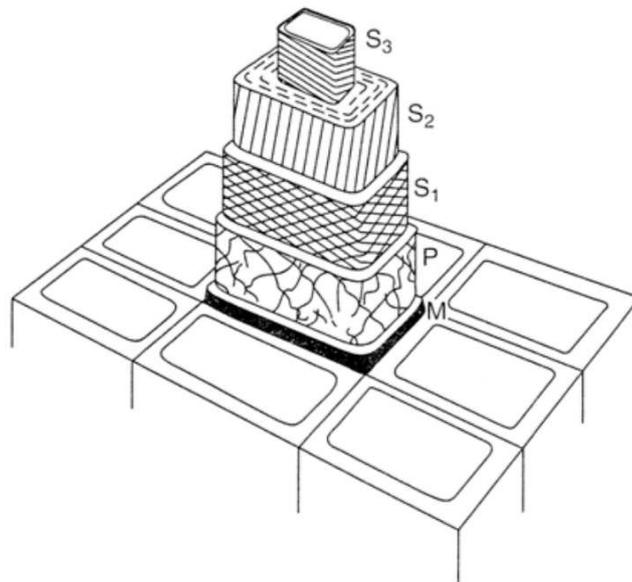
**Abbildung 2.1** Schematische Darstellung des strukturellen Aufbaus von ringporigem Laubholz auf unterschiedlichen Betrachtungsebenen.

Die grundsätzlichen mechanischen Eigenschaften der Holzstruktur werden maßgeblich über dessen hierarchischen Aufbau definiert. Das zuvor erläuterte makroskopische Erscheinungsbild ergibt sich aus den Holzzellen auf der Mikroebene. Der Gewebenaufbau ist für

Laub- und Nadelhölzer grundlegend unterschiedlich. Da für die Verwendung als dekorative Oberfläche in Fahrzeug-Innenräumen nahezu ausschließlich Laubhölzer eingesetzt werden, soll auch bei der holzanatomischen Beschreibung in dieser Arbeit der Fokus auf Spezies dieser Gruppe liegen. Aufgrund der evolutionär späteren Entwicklung von Laubhölzern ist deren System deutlich komplexer und differenzierter an die Umgebung angepasst.

Grundsätzlich werden für Laubhölzer verschiedene Zelltypen unterschieden, die wiederum in unterschiedlichen Holzarten in verschiedensten Formen auftreten können. Nachfolgend sollen nur die wesentlichen Typen und deren Funktion und Erscheinungsmerkmale erläutert werden. In Abbildung 2.1 ist der schematische Aufbau eines Laubholz-Zellsystems dargestellt. Die englumigen Libriformfasern bilden das Grundgewebe und erfüllen über die Festigungswirkung hinaus keinerlei Funktion. Der Wassertransport in axialer Richtung erfolgt über weitlumige Gefäße. Die Gefäßzellen entstehen nach der Bildung durch das Kambium durch die Verschmelzung einzelner Gefäßglieder. Sie unterscheiden sich von den Fasern des Grundgewebes durch deutlich größere Durchmesser und sind häufig mit bloßem Auge als Poren erkennbar. Auf Basis von Größe und Anordnung der Gefäße werden Laubhölzer in drei Gruppen eingeteilt. Bei zerstreutporigen Holzarten (z. B. Buche, Ahorn, Erle, Linde) liegen mittelgroße Gefäße mit annähernd konstantem Durchmesser und gleichmäßiger Verteilung über den Holzquerschnitt vor. Ringporige Holzarten (z. B. Esche, Eiche, Ruster, Robinie) besitzen eine ringförmige Anordnung großer Gefäße im Frühholz (Abbildung 2.1). In der dritten Gruppe, den halbringporigen Holzarten (z. B. Nussbaum, Kirschbaum) verläuft die Gefäßgröße vom Frühholz zum Spätholz von groß nach klein, oder aber Gefäße von etwa gleicher Größe nehmen in ihrer Häufigkeit vom Frühholz zum Spätholz ab. Ein weiterer Zelltyp sind die Parenchymzellen. Diese bilden die Holzstrahlen, die die Speicherung von Reservestoffen und den radialen Transport von Wasser übernehmen. Die Holzstrahlen sind bei einigen Holzarten wie Buche oder Eiche im Querschnitt als feine Linien makroskopisch sichtbar.

Trotz vielfältiger Ausprägungen und unterschiedlicher Funktionen von Holzzellen, sind sie dennoch nach dem gleichen Prinzip aufgebaut. Dabei umschließt eine mehrschichtige Zellwand das Zelllumen in der Mitte. Die einzelnen Schichten unterscheiden sich durch ihre Dicke und die Anteile und Orientierungen der Gerüstsubstanzen Cellulose, Hemicellulose und Lignin. Die Cellulose bildet in langen Ketten die sogenannten Mikrofibrillen, die für die hohe Zugfestigkeit in Faserlängsrichtung verantwortlich sind. Das eingelagerte Lignin kann Druckspannungen aufnehmen und übernimmt die Stützfunktion. Die Hemicellulosen umschließen die Cellulose-Mikrofibrillen und wirken aufgrund ihrer chemischen Eigenschaften als Bindeglied zur Lignin-Matrix.



**Abbildung 2.2** Schematische Darstellung der verholzten Zellwand basierend auf den Arbeiten von BAILEY [8], COTÉ [9] und LIESE [10] zitiert aus BOOKER und SELL [11].

Die einzelnen Schichten der Zellwand werden wie folgt unterschieden (Abbildung 2.2). Von außen nach innen betrachtet werden die Zellen zunächst durch die Mittellamelle (M) verbunden. Diese besteht aus Lignin und Pektin. Auf die Mittellamelle wird in der Wachstumsphase die sehr dünne Primärwand (P), mit hohem Anteil an Lignin und geringerem Anteil an ungerichteten Mikrofibrillen, aufgebracht. Wenn die Zelle ihre endgültige Größe erreicht hat, werden die Sekundärwandschichten (S1, S2, S3) gebildet. Die Sekundärwandschichten bestehen zum größten Teil aus parallel zueinander angeordneten Cellulose-Mikrofibrillen, die sich in den Einzelschichten in ihrem Winkel zur Zellachse unterscheiden. In der äußeren (S1) und der inneren Sekundärwand (S3, auch Tertiärschicht genannt) sind die Mikrofibrillen eher senkrecht zur Zellachse ausgerichtet, mit einem Mikrofibrillenwinkel zwischen  $50^\circ$  und  $90^\circ$ . Über die Einstellung des Mikrofibrillenwinkels in der dickeren, zentralen Sekundärwand (S2) erfolgt die wesentliche Anpassung der Zellwandeigenschaften zur Differenzierung einzelner Zelltypen und -funktionen. Hier variiert der Mikrofibrillenwinkel zwischen  $0^\circ$  und  $60^\circ$ . Die S2-Schicht bestimmt damit maßgeblich die mechanischen Eigenschaften der Zelle. Eine umfassende Beschreibung der Zellwandeigenschaften und ihrer chemischen Zusammensetzung liefern FENGEL und WEGENER [12]. Einen Überblick über die Gebiete der ultrastrukturellen Holzforschung geben SALMÉN und BURGERT [13].

## 2.3 Fertigung von Zierteilen und Furnieren

### 2.3.1 Aufbau und Fertigungsprozess von Zierteilen mit Holzoberfläche

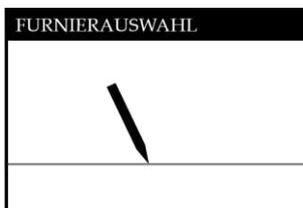
Dekorative Ausstattungselemente mit besonderer ästhetischer Wertanmutung werden im automobilen Kontext vereinfachend als Zierteile bezeichnet. Im Fahrzeug-Innenraum wird diese Wertanmutung durch Oberflächenmaterialien wie Textilien, Metalle, Leder, Dekorfolien oder Holz erzeugt. Glanz- oder Mattierungseffekte werden über die Oberflächenbeschichtung mit Lacken eingestellt. Unter der dekorativen Oberfläche befindet sich ein Kunststoff-Träger. Der Träger verleiht dem Bauteil die Steifigkeit und beinhaltet die Anschlusselemente für die Montage im Fahrzeug. Heute werden häufig auch Bedienelemente,

Anzeigeelemente, Lautsprecher oder Komponenten für die Innenbeleuchtung in Zierteile integriert. Dadurch sind diese Bauteile oftmals als System aus vielen Einzelkomponenten aufgebaut. Typischerweise werden Zierteile im Bereich des Cockpits, beispielsweise in der Instrumententafel, der Mittelkonsole, am Lenkrad und in den Türen eingesetzt (Abbildung 2.3). Im Fondbereich kommen Zierteile an den Sitzen, der Hutablage und ebenfalls in den Türen vor.

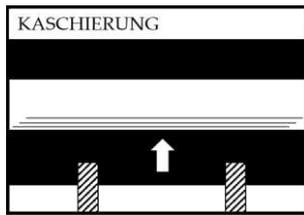


**Abbildung 2.3** Zierteiloberflächen (rot) im Fahrzeug-Innenraum am Beispiel der Baureihe Mercedes-Benz X167.

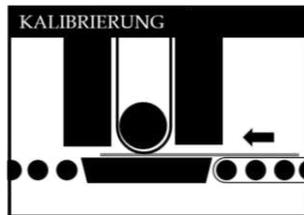
Durch den Verbund verschiedenster Materialien wird im Produktionsprozess eine Vielzahl unterschiedlicher, teils handwerklicher, teils hochautomatisierter Fertigungsverfahren eingesetzt. Die Beschreibungen des Aufbaus und des Fertigungsprozesses von Zierteilen beruht auf eigenen Erfahrungen und Beobachtungen in der Fahrzeugentwicklung und -produktion. Ein allgemeiner Standard existiert nicht. Die Prozesse und Verfahren unterscheiden sich aber über alle Lieferanten von Zierteilen hinweg nur marginal, aufgrund ähnlicher Qualitätsanforderungen in der Automobilproduktion. Nachfolgend wird der grundsätzliche Fertigungsprozess eines Holzzierteils erläutert:



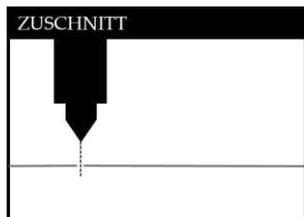
Schritt 1: Zu Beginn des Fertigungsprozesses eines Holzzierteils steht die Auswahl des Furniers. Die Auswahl erfolgt nach den Definitionen des Design-Musterbuchs, das von den PKW-Herstellern vorgegeben wird. Darin sind die Ausprägungen von Fladerung und Jahrringbreiten eines Furniertyps mit Musterplatten beschrieben und eingegrenzt. Auf Furnierblättern, die diesen Vorgaben entsprechen, wird manuell mit einer Schablone die Kontur des Bauteils angerissen.



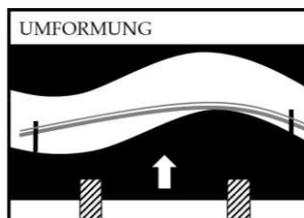
Schritt 2: Falls es die Größe der Zierteile erfordert, werden die Furnierblätter unter Zugabe eines Klebstoffes an den Schmalkanten gefügt. Anschließend erfolgt die Kaschierung mit dem Vliesstoff. Dazu werden Furnier, Vliesstoff und dazwischen ein entsprechender Klebstoff in eine Flachpresse eingelegt. Der Vliesstoff kann dabei mit seiner Vorzugsrichtung parallel oder senkrecht zur Faserrichtung des Furniers angeordnet werden. Eine zielgerichtete Auslegung der Kaschierung zur Verbesserung der umformtechnischen Eigenschaften des Materialverbunds z. B. nach dem Verfahren in ZERBST und CLAUß [14] erfolgt nur selten. Über die Temperierung der Kaschierpresse (ca. 160° C) wird der Klebstoff aktiviert. Unter Druck zwischen 40 und 60 bar über einen Zeitraum von ca. 60 Sekunden härtet der Klebstoff aus und die Einzelschichten verbinden sich zu einem Laminat.



Schritt 3: Das kaschierte Furnier wird nun kalibriert. Dazu wird das Material durch einen Kalibrierautomaten geführt und mit einer Schleifwalze auf die Zieldicke geschliffen. Diese beträgt im konventionellen Aufbau 0,5 mm, wobei das Furnier eine Schichtdicke von ca. 0,2 mm ausmacht. Weitere Details zum Materialaufbau finden sich in Abschnitt 3.2.1.1.



Schritt 4: Der Zuschnitt des umzuformenden Rohlings erfolgt mit einem Stanzwerkzeug oder mit einem Flachbett-Lasercutter. Die Kontur des Rohteils beinhaltet Laschen und Löcher für die spätere Fixierung im Umformwerkzeug und dem Spritzgusswerkzeug (siehe Abschnitt 6.4.1).

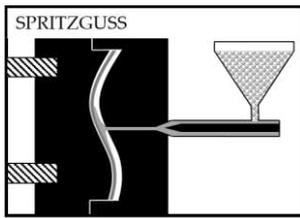


Schritt 5: Der nun folgende Prozessschritt der Umformung ist Ziel-Gegenstand der Modellierung und soll nachfolgend etwas ausführlicher betrachtet werden. Die Umformung des Rohlings erfolgt in einem Presswerkzeug. Das in Stahl ausgeführte Werkzeug besteht mindestens aus einer Oberhälfte, der Patrize, und einer Unterhälfte, der Matrize, als Positiv- und Negativform zur Ausformung der Zierteiltopologie. Ein Werkzeug kann auch mehrteilig aufgebaut sein. Durch den segmentweisen Aufbau können besonders komplexe Geometrien schrittweise umgeformt werden. Die Werkzeughälften sind zusätzlich mit eingeschraubten Stiften ausgestattet, auf die das Rohteil zur Fixierung aufgesteckt wird. Die Positionierung der Fixierungspunkte wird in Vorversuchen zur Auslegung des Umformprozesses ermittelt. Für eine definierte Steuerung der Nachführung des Materials während des Gleitvorgangs in die Zielgeometrie können auch federgelagerte Stifte eingesetzt werden [15].

Das Werkzeug wird auf Temperaturen um 140° C erhitzt. Die Rohteile werden vor der Umformung befeuchtet. Die Befeuchtung des Materials wird in der Zierteilfertigung auf unterschiedliche Weise durchgeführt. Die Furnierrohlinge werden zum Teil mit Wasser besprüht und erst nach einigen Minuten Einwirkzeit in das Umformwerkzeug eingelegt. In anderen Fertigungen werden die Furnierrohlinge auf dem Umformwerkzeug, unmittelbar vor der Umformung, mit Wasser besprüht. Das Wasser wird dabei entweder vollflächig oder nur partiell, in Regionen, in denen stärkere Deformationen erwartet werden, aufgebracht. Die Befeuchtung wird häufig in Vorversuchen individuell auf das umzuformende Bauteil abgestimmt.

Erst die erhöhte Materialfeuchte in Kombination mit erhöhter Temperatur ermöglicht die irreversible Verformung des Furniers. Umfangreiche Beschreibungen des Einflusses von thermo-hydro-mechanischen Effekten auf die Bearbeitung von Holzprodukten geben NAVI und SANDBERG [16]. Weitere Referenzen, die die Erweichungseffekte einzelner Zellwandkomponenten durch Temperatur und Feuchte näher beleuchten, werden in Abschnitt 3.3.2 bei der Analyse von Verformungsmessungen unter derartigen Umformbedingungen genannt. Einige Arbeiten beschäftigten sich mit der Verbesserung der Verformungseigenschaften von Holz mittels verschiedener mechanischer [17, 18], biologischer [19] und chemischer Modifikationstechnologien [20–22]. Alle diese Vorschläge bringen aber unterschiedlichste Schwierigkeiten mit und haben sich im industriellen Fertigungsprozess von Zierteil-Oberflächen bis heute nicht durchgesetzt. Zum einen fehlt der Nachweis einer deutlich verbesserten Zunahme der 3D-Umformbarkeit gegenüber dem konventionellen Verfahren mit Wasser und Hitze. Zum anderen beeinflussen die Behandlungsmethoden weitere Prozessschritte wie die Farbgebung mit Beize und Lack. Weitere Hürden sind die hohen Qualitätsanforderungen an Schadstoff- und Geruchsemission sowie die Farbstabilität von Zierteilen.

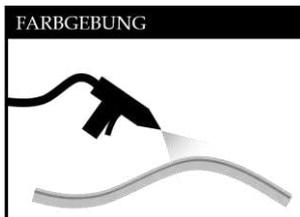
Durch das ein- oder mehrstufige Schließen des Werkzeugs wird der Rohling umgeformt und es entsteht eine 3D-Holzschale. In Abschnitt 6.4.1 wird die Durchführung einer Umformung an einem konkreten Bauteil beschrieben.



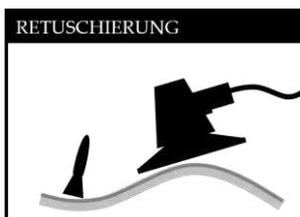
Schritt 6: Im Spritzgussprozess erhält die umgeformte Holzschale eine 2-3 mm dicke Kunststoff-Trägerschicht. Als Spritzguss-Material wird zumeist PC/ABS eingesetzt. Zur Erhöhung der Steifigkeit werden noch Anteile von bis zu 30% an Glasfasern mit eingespritzt. Die Schale wird dazu in ein Spritzgusswerkzeug eingelegt. Nach der Evakuierung des Werkzeugs wird unter hohem Druck und hoher Temperatur der flüssige Kunststoff in die Kavitäten des Werkzeugs eingeleitet.



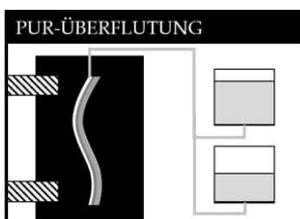
Schritt 7: Nach dem Spritzguss erfolgt ein Zwischenschliff der Furnieroberfläche. Dabei werden Fasern, die sich durch die Befuchtung in der Umformung aufgestellt haben, abgeschliffen. Der Schleifprozess kann dabei, je nach Komplexität der geformten Oberfläche, von Hand oder automatisiert durchgeführt werden.



Schritt 8: Holzoberflächen von Zierteilen in automobilen Innenräumen besitzen niemals ihren natürlichen Farbton. Dieser würde dabei zwischen den verschiedenen Furnierchargen zu stark variieren. Zudem ist das ungefärbte Holz anfälliger gegenüber Ausbleichungseffekten infolge der Einwirkung der Umgebungsstrahlung. Die Farbgebung des Holzes erfolgt daher über das Auftragen von Beize. Für die Lichtstabilität wird zusätzlich UV-Absorber hinzugegeben. Die Beize wird in der Regel manuell mit einer Sprühpistole aufgetragen.

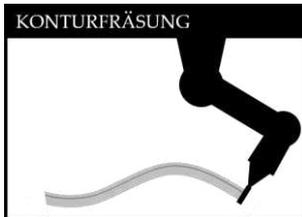


Schritt 9: Nachdem die Beize getrocknet ist, werden kleinere Fehlstellen, wie z. B. Risse, händisch mit einem Kitt aufgefüllt und retuschiert. Anschließend erfolgt ein weiterer Zwischenschliff analog zu Schritt 7.

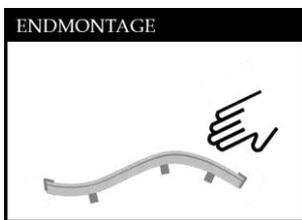


Schritt 10: Für die Oberflächenbeschichtung mit Lack kommen hauptsächlich zwei Verfahren zum Einsatz. Für sogenannte offenporige Oberflächen, bei denen sich die Holzstruktur sowohl optisch als auch haptisch deutlich abzeichnet, wird der Lack (Lösemittel oder Wasserbasis) in mehreren Schichten manuell oder automatisiert aufgesprüht. Hochglänzende Oberflächen, mit Lackdicken von über einem Millimeter werden zumeist in einem Gießverfahren (Reactive Injection Molding, Abk.: RIM) erzeugt. Nach der Vorbereitung der Oberfläche mit einem Reaktivprimer zur besseren Haftvermittlung werden die Bauteile in ein erwärmtes Überflutungswerkzeug eingelegt. In den Kavitäten wird ein Werkzeugspalt für die Lackschicht vorgehal-

ten. Als Lacksystem wird transparenter, hochglänzender Polyurethanlack verwendet. In einem Mischkopf werden Polyol und Isocyanat gemischt und mit geringem Druck in das Werkzeug eingeleitet. Die Komponenten reagieren innerhalb weniger Sekunden zu einer harten Oberfläche aus.



Schritt 11: Nach der Beschichtung erhält das Bauteil seine finale Kontur. Dabei werden Halte- und Angusselemente mit einer 5-Achs-CNC-Maschine abgefräst. Zudem werden nun die Aussparungen eingefräst, die für Schalterelemente oder Lautsprecher vorgesehen sind.



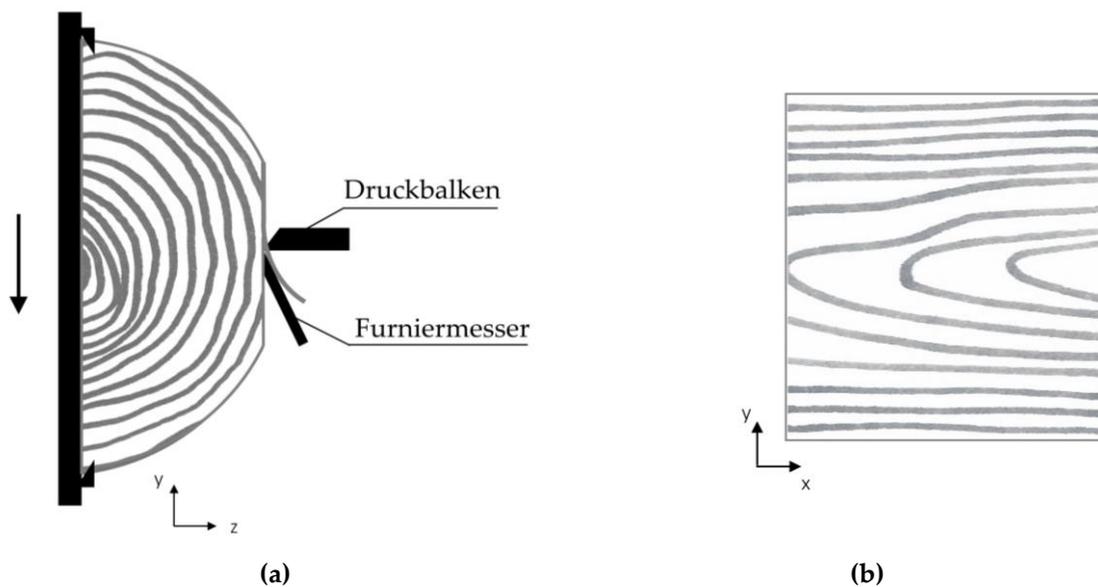
Schritt 12: Nachdem die Bauteile ggf. geschliffen wurden und noch eine finale Politur erhalten haben, werden zusätzliche Einzelteile wie Chromleisten, Lautsprechergitter, Lichtleiter und Klammern zur Montage im Fahrzeug appliziert. Anschließend erfolgt eine Qualitätskontrolle und letztlich werden die fertigen Zierteile zur Auslieferung verpackt.

### 2.3.2 Furnierarten und Herstellungsverfahren

Furniere sind laut ISO 68330 [23] dünne Holzschichten mit einer Dicke von bis zu 6 mm. Die Qualität und das Herstellungsverfahren richten sich nach der Verwendung der Furniere. Diese werden beispielsweise für die Herstellung von Plattenwerkstoffen oder für dekorative Oberflächen von Möbeln oder auch Zierteilen eingesetzt. Für den dekorativen Einsatz werden Furniere nach dem Erscheinungsbild ausgewählt, dessen Ästhetik später die Oberfläche eines Möbels oder eines Fahrzeug-Verkleidungsteils prägt. Dieses wird durch das so genannte Furnierbild bestimmt, das durch den Anschnitt der Jahrringe erzeugt wird. Durch den eher tangentialen Anschnitt der Jahrringe kann ein „blumiges“ Furnierbild erzeugt werden. Der radiale Anschnitt der Jahrringe liefert ein eher gestreiftes Furnierbild. Für die Herstellung von Furnieren werden demzufolge verschiedene Verfahren für verschiedene Qualitäten und Anwendungen und zur Erzeugung verschiedener Furnierbilder eingesetzt.

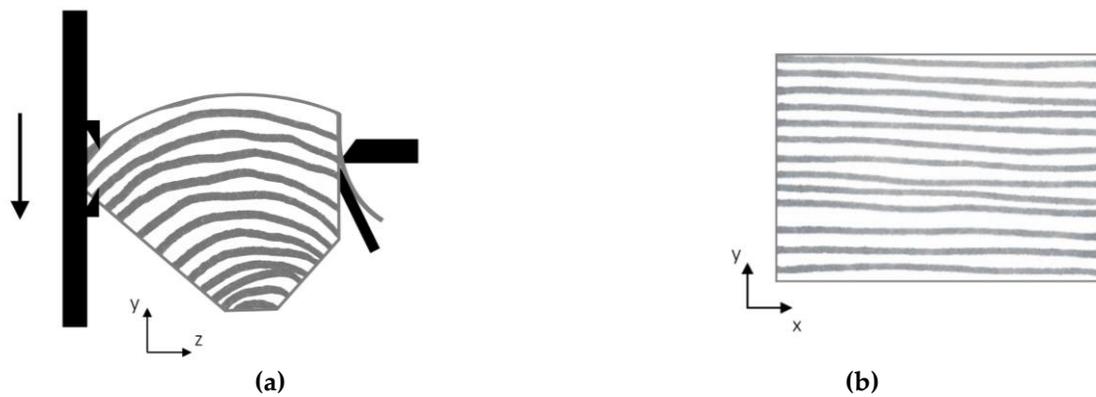
Zu Beginn jedes Herstellungsverfahrens steht die Auswahl geeigneter Stämme und die Vorbereitung für die Furnierherstellung. Dazu werden die Stämme zunächst entrindet und je nach Zielfurnier zu einem Furnierblock zugerichtet (Abbildung 2.4a, Abbildung 2.5a, Abbildung 2.6a). Zur Erhöhung der Schnittqualität bei der Furniererzeugung wird das Holz durch Dämpfen oder Kochen über teilweise mehrere Tage erweicht. Dieser Vorgang beeinflusst zudem den Farbton des Holzes. Nach der Vorbereitung der Stämme erfolgt die Erzeugung der dünnen Furnierblätter. Es werden drei grundsätzliche Furniertypen nach ihren Herstellungsverfahren unterschieden: Messerfurnier, Schälurnier und Sägefurnier. Sägefurniere werden heutzutage seltener verwendet, da sie durch den höheren Verschnitt deutlich teurer sind als Furniere, die mit einer Messer- oder Schältechnik hergestellt werden. Da mit dem Sägeverfahren zudem Furniere mit größerer Dicke hergestellt werden, sind sie für die Umformung eher ungeeignet. Nachfolgend sollen somit nur die Technologien des Messer- und des Schälverfahrens näher beschrieben werden.

Beim Messerverfahren werden die Furnierblätter erzeugt, indem der Furnierblock auf einem Messerschlitten an einem Messer vorbeigeführt wird. Ein Druckbalken unmittelbar vor der Schnittkante sorgt für eine konstante Schichtdicke und verhindert das Einreißen der Furniere (Abbildung 2.4a). Gleichzeitig entstehen aber durch den Andruck die für Messer und Schälfurniere typischen Mikrorisse auf der dem Messer zugewandten Furnierseite. Nach der Schnittrichtung wird in der Messerfurnierfertigung zwischen dem Längs- und dem Quermessern unterschieden. Der überwiegende Teil dekorativer Furniere wird im Quermesser-Verfahren hergestellt. Beim so genannten Flachmesser werden die Furnierblätter vom längs halbierten Stamm geschnitten (Abbildung 2.4a). Auf diese Weise können sehr breite Furnierblätter hergestellt werden. Die Textur der Furnierblätter ändert sich dabei von einem „blumigen“ Furnierbild durch eher tangential angeschnittenen Jahrringen im äußeren Bereich des Stammes zu einem streifigen Furnierbild durch radial angeschnittene Jahrringe in der Stammmitte (Abbildung 2.4b).

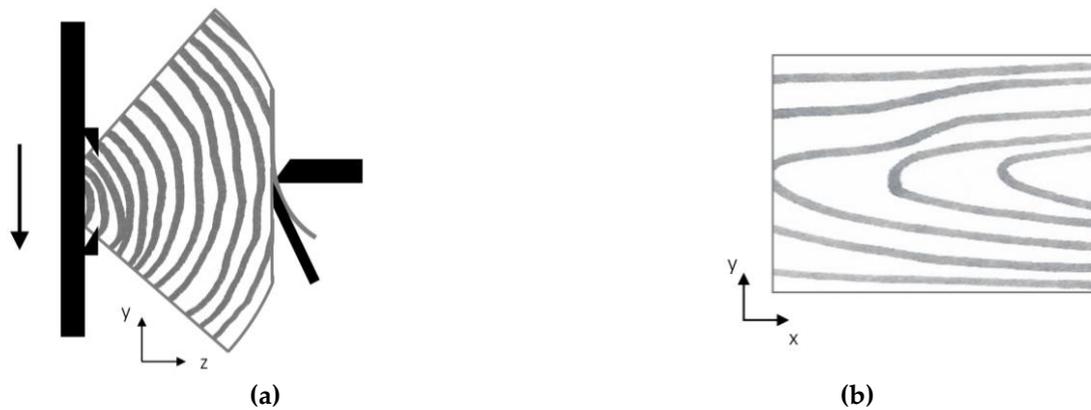


**Abbildung 2.4** (a) Schematische Darstellung des Flachmesser-Verfahrens (b) und des dabei erzeugten Furnierbildes.

Im häufig eingesetzten Quartiermesser-Verfahren wird der Stamm vor dem Kochen entlang der Stammachse in Viertel aufgetrennt. Im Messerprozess kann durch die Ausrichtung des geviertelten Furnierblocks zum Messer entweder streifiges Furnier (Abbildung 2.5a,b) oder Furnier mit blumigerem Furnierbild (Abbildung 2.6a,b) hergestellt werden. Auf diese Weise können mehr Furniere mit gleichbleibender Textur erzeugt werden.

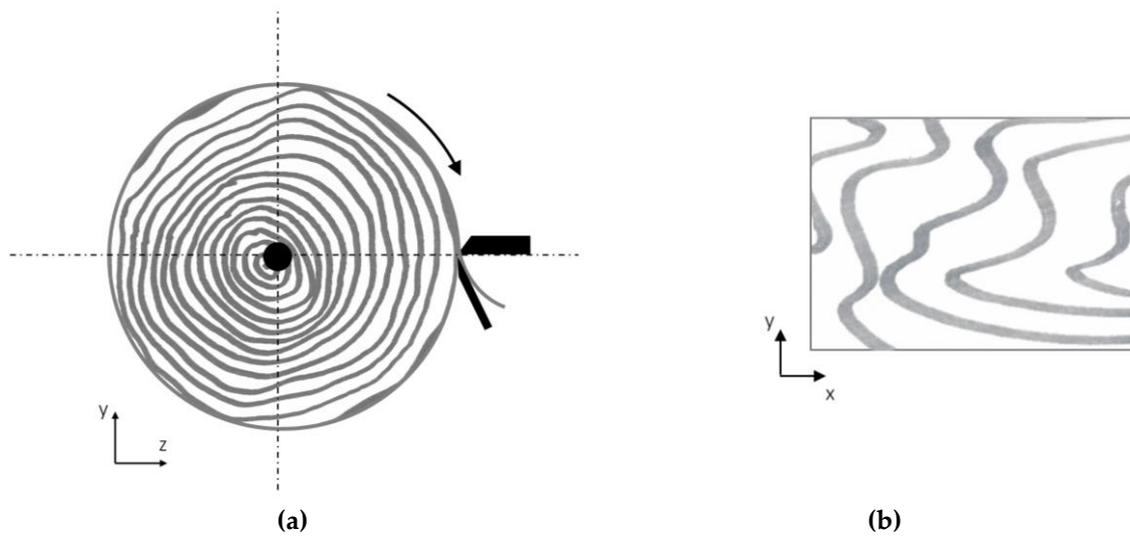


**Abbildung 2.5** (a) Schematische Darstellung des Echt-Quartiermesser-Verfahrens (b) und des dabei erzeugten Furnierbildes.

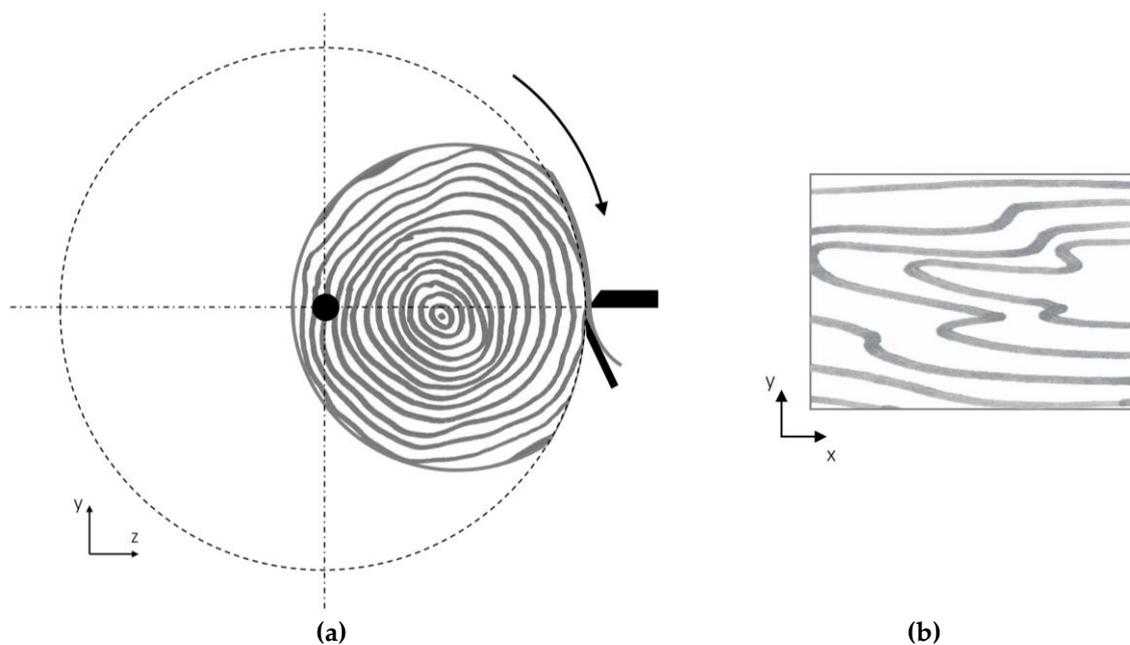


**Abbildung 2.6** (a) Schematische Darstellung des Flach-Quartiermesser-Verfahrens (b) und des dabei erzeugten Furnierbildes.

Bei der Produktion von Schäl furnieren wird der gesamte Stamm oder auch ein aufgetrennter Furnierblock am stehenden Messer vorbeigedreht. Das Rundschälen am ganzen Stamm erzeugt ein Endlosfurnierblatt (Abbildung 2.7a). Das Furnierbild ist dabei durch den kontinuierlich-tangentialen Anschnitt der Jahresringe „wild gefladert“ (Abbildung 2.7b). Das Schälen mit exzentrischer Drehachse (Exzentrerschälen oder auch Stay-Log-Schälen) erzeugt ein Furnierbild, das dem des Flachmesser-Verfahrens sehr ähnlich ist (Abbildung 2.8a,b). Ein Vorteil dieses Verfahrens ist, dass auch an kleineren Stamm-Durchmessern höhere Erträge erzielt werden können.



**Abbildung 2.7** (a) Schematische Darstellung des Rundschäl-Verfahrens (b) und des dabei erzeugten Furnierbildes.



**Abbildung 2.8** (a) Schematische Darstellung des Exzentrerschäl-Verfahrens (b) und des dabei erzeugten Furnierbildes.

Neben diesen beschriebenen Herstellungsverfahren gibt es viele weitere Varianten und technische Feinheiten der Messer- und Schältechnik. Eine Übersicht und detailliertere Beschreibungen der Furnier-Herstellungsverfahren geben FUCHS [24] und BOUNIN et al. [25].

## 2.4 Kontinuumsmechanische Grundlagen

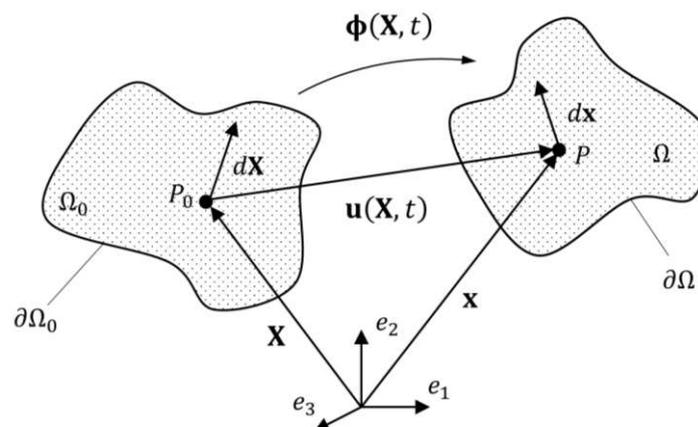
Die prinzipielle Aufgabe des kontinuumsmechanischen Konzeptes ist die Vorhersage der Reaktion eines Körpers auf äußere Einwirkungen. Dies ermöglichen die Gleichungen der kontinuumsmechanischen Teilgebiete

- der Kinematik, zur Beschreibung von Deformationen eines Körpers,
- der Kinetik, zur Beschreibung der Wirkung von Kräften an einem Körper,
- der konstitutiven Beziehungen, die dem Körper Materialeigenschaften zuweisen
- und der Bilanzgleichungen, die die Naturgesetze beinhalten.

Mithilfe der Finite-Elemente-Methode kann das System aus diesen Gleichungen über numerische Näherungsverfahren gelöst werden, um das Verhalten einer Struktur zu simulieren. Im folgenden Abschnitt sollen daher zunächst einige grundsätzliche Eigenschaften von räumlichen Körpern sowie geeignete Maße für die Beschreibung der Beziehungen von Spannungen und Verzerrungen eingeführt werden. Ausgehend von den phänomenologischen und experimentellen Betrachtungen auf der makroskopischen Längenskala werden die klassischen Theorien der Kontinuumsmechanik für den materiellen Körper formuliert. Dem materiellen Körper liegt ein kontinuierliches Dichtefeld zugrunde, dessen Eigenschaften an jedem infinitesimalen, materiellen Punkt definiert sind. Das Verhalten des materiellen Körpers wird nachfolgend in den Grundgleichungen der Elastizitätstheorie beschrieben. Die Beschreibung wird frei nach MANG und HOFSTETTER [26], ALTENBACH [27] und GLÜCK et al. [28] zusammengefasst. Für die Beschreibung räumlich ausgedehnter Strukturen ist die Tensorschreibweise üblich und wird auch in diesem Abschnitt verwendet. Dabei ist  $\mathbf{F}$  ein Tensor oder ein Vektor und  $F_{ij}$  sind dessen Komponenten. Für die Indexnotation wird die Einstein'sche Summenschreibweise verwendet, bei der gleiche Indizes zusammengezogen werden. Kenntnisse der mathematischen Grundoperationen in der Handhabung von Tensoren werden für diese Arbeit vorausgesetzt und können zum Beispiel in KIENZLER und SCHRÖDER [29] nachvollzogen werden.

### 2.4.1 Kinematische Beziehungen

In der Kinematik werden die Bewegungen und Deformationen eines Körpers beschrieben. Ändert ein materieller Punkt innerhalb eines Körpers seine Position relativ zu einem zweiten Punkt, so erfährt der Körper notwendigerweise eine Deformation. In Abbildung 2.9 wird eine beliebige, zeitabhängige Deformation eines materiellen Körpers betrachtet, unabhängig von der einwirkenden Last, die die Deformation auslöst oder seinen mechanischen Eigenschaften, die die Strukturantwort definieren. Anhand dieses Beispiels sollen Verzerrungsmaße für die Berechnung und Interpretation von strukturmechanischen Analysen eingeführt werden.



**Abbildung 2.9** Darstellung eines materiellen Körpers und seiner Deformation zwischen der

Momentan- und der Referenzkonfiguration.

Dabei ist  $\Omega_0$  das Gebiet eines Körpers mit seinem Rand  $\partial\Omega_0$  in seiner Ausgangslage, der so genannten Referenzkonfiguration, zum Zeitpunkt  $t_0$  und  $\Omega$  ist das Gebiet des deformierten Körpers mit seinem Rand  $\partial\Omega$  in der Momentankonfiguration, zu einem Zeitpunkt  $t > t_0$ . Der Vektor  $\mathbf{X}$  beschreibt einen materiellen Punkt des Körpers im undeforuierten Zustand  $P_0$  in der Referenzkonfiguration. Über eine Bahnbewegung mit der Funktion  $\boldsymbol{\phi}(\mathbf{X}, t)$  in seine aktuelle Position  $\mathbf{x}$  erfährt dieser Punkt eine Deformation. Für den Ort des Punktes in der Momentankonfiguration  $P$  gilt deshalb:

$$\mathbf{x} = \boldsymbol{\phi}(\mathbf{X}, t) \quad 2.1$$

Ein infinitesimales Linienelement  $d\mathbf{X}$  am Punkt  $P_0$  erfährt bei der Deformation eine Verzerrung, die durch seine Streckung und Drehung definiert ist. Die lokalen Änderungen eines vektoriiellen Linienfeldes beschreibt die Ableitung des Ortsvektors  $\mathbf{x}$  nach seinem Ort in der Referenzkonfiguration  $\mathbf{X}$ . Dies bildet der zweistufige Deformationsgradient  $\mathbf{F}$  ab. Für dessen Komponenten gelten demnach die partiellen Ableitungen:

$$F_{ij} = \frac{\partial x_i}{\partial X_j} = \begin{bmatrix} \frac{\partial x_1}{\partial X_1} & \frac{\partial x_1}{\partial X_2} & \frac{\partial x_1}{\partial X_3} \\ \frac{\partial x_2}{\partial X_1} & \frac{\partial x_2}{\partial X_2} & \frac{\partial x_2}{\partial X_3} \\ \frac{\partial x_3}{\partial X_1} & \frac{\partial x_3}{\partial X_2} & \frac{\partial x_3}{\partial X_3} \end{bmatrix} \quad 2.2$$

Für die Transformation des Linienelementes in seine Momentankonfiguration gilt der Zusammenhang:

$$d\mathbf{x} = \mathbf{F} \cdot d\mathbf{X} \quad 2.3$$

Der Deformationsgradient ist damit ein allgemeines Maß, um lokale Deformationen zu untersuchen.

In vielen Fällen der Strukturanalyse werden nur sehr kleine Deformationen betrachtet. Dann kann die Deformationsbewegung auf sehr kleine Verschiebungen zurückgeführt werden. Dieser Fall gilt allgemein, wenn die räumliche Ausdehnung eines Körpers sehr groß gegenüber der auftretenden Verschiebung ist. Durch diese geometrische Linearisierung erfahren die Gleichungen eine deutliche Vereinfachung. Gegenüber der Linearisierung für kleine Deformationen steht die geometrische Nichtlinearität für große Deformationen, die numerisch aufwendiger zu lösen sind (siehe Abschnitt 2.5). Die Verschiebung  $\mathbf{u}(\mathbf{X}, t)$  eines Punktes  $P_0$  in seine Momentanlage  $P$  ist der Differenzvektor zwischen seinen beiden Konfigurationen  $\mathbf{x}$  und  $\mathbf{X}$ :

$$\mathbf{u} = \mathbf{x} - \mathbf{X} \quad 2.4$$

Die lokalen Verschiebungen errechnen sich aus den Ableitungen der Komponenten des Verschiebungsvektors  $u_i$  nach den Komponenten des Ortsvektors der Referenzkonfiguration  $X_j$ . Die Anordnung im Matrixschema liefert den zweistufigen Verschiebungsgradienten  $\mathbf{H}$ :

$$H_{ij} = \frac{\partial u_i}{\partial X_j} = \begin{bmatrix} \frac{\partial u_1}{\partial X_1} & \frac{\partial u_1}{\partial X_2} & \frac{\partial u_1}{\partial X_3} \\ \frac{\partial u_2}{\partial X_1} & \frac{\partial u_2}{\partial X_2} & \frac{\partial u_2}{\partial X_3} \\ \frac{\partial u_3}{\partial X_1} & \frac{\partial u_3}{\partial X_2} & \frac{\partial u_3}{\partial X_3} \end{bmatrix} \quad 2.5$$

Der Verschiebungsgradient erhält damit analog zum Deformationsgradienten die Informationen über lokale Verformungen im Vektorfeld des Körpers. Anhand des Verschiebungsgradienten ist aber noch nicht ersichtlich, ob eine Verformung auch Verzerrungen auslöst. Durch die Homogenisierung des Verschiebungsgradienten mit dessen Transposition  $\mathbf{H}$  zu  $\mathbf{H}^T$ , bei der die Zeilen und Spalten des Tensors vertauscht werden, erhält man den symmetrischen, linearisierten Verzerrungstensor  $\boldsymbol{\varepsilon}$  mit seinen Komponenten:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} [H_{ij} + H_{ji}] = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_i}{\partial X_j} + \frac{\partial u_j}{\partial X_i} \right) = \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} & \varepsilon_{12} & \varepsilon_{13} \\ \varepsilon_{21} & \varepsilon_{22} & \varepsilon_{23} \\ \varepsilon_{31} & \varepsilon_{32} & \varepsilon_{33} \end{bmatrix} \quad 2.6$$

Durch die Homogenisierung ergeben sich die Normalverzerrungen zu:

$$\varepsilon_{11} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_1}{\partial X_1} + \frac{\partial u_1}{\partial X_1} \right) = \frac{\partial u_1}{\partial X_1} \quad 2.7$$

$$\varepsilon_{22} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_2}{\partial X_2} + \frac{\partial u_2}{\partial X_2} \right) = \frac{\partial u_2}{\partial X_2} \quad 2.8$$

$$\varepsilon_{33} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_3}{\partial X_3} + \frac{\partial u_3}{\partial X_3} \right) = \frac{\partial u_3}{\partial X_3} \quad 2.9$$

Diese beschreiben die Längenänderungen in den kartesischen Koordinatenrichtungen 1, 2 und 3. Die Schubverzerrungen  $\varepsilon_{12}$ ,  $\varepsilon_{13}$  und  $\varepsilon_{23}$  bzw. die Gleitungen  $\gamma_{12}$ ,  $\gamma_{13}$  und  $\gamma_{23}$  beschreiben die Änderung des Winkels zweier rechtwinklig aufeinander stehender Linien-elemente zueinander mit:

$$\varepsilon_{12} = \varepsilon_{21} = \frac{1}{2} \gamma_{12} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_1}{\partial X_2} + \frac{\partial u_2}{\partial X_1} \right) \quad 2.10$$

$$\varepsilon_{13} = \varepsilon_{31} = \frac{1}{2} \gamma_{13} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_1}{\partial X_3} + \frac{\partial u_3}{\partial X_1} \right) \quad 2.11$$

$$\varepsilon_{23} = \varepsilon_{32} = \frac{1}{2} \gamma_{23} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_2}{\partial X_3} + \frac{\partial u_3}{\partial X_2} \right) \quad 2.12$$

Der linearisierte Verzerrungstensor beschreibt also die lokalen Verzerrungen eines materiellen Punktes von der Referenz- zur Momentankonfiguration und ist damit ein geeignetes Maß für die ingenieurmäßige Interpretation eines Verformungszustandes. Durch die Symmetrie des Verzerrungstensors ergeben sich sechs unabhängige Komponenten (Gleichungen 2.7-2.12), die auch als 6×1-Spaltenvektor angeordnet werden können:

$$\varepsilon_{ij} = \begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ 2\varepsilon_{23} \\ 2\varepsilon_{13} \\ 2\varepsilon_{12} \end{pmatrix} \text{ bzw. } \varepsilon_{ij} = \begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{pmatrix} \quad 2.13$$

## 2.4.2 Kinetische Beziehungen

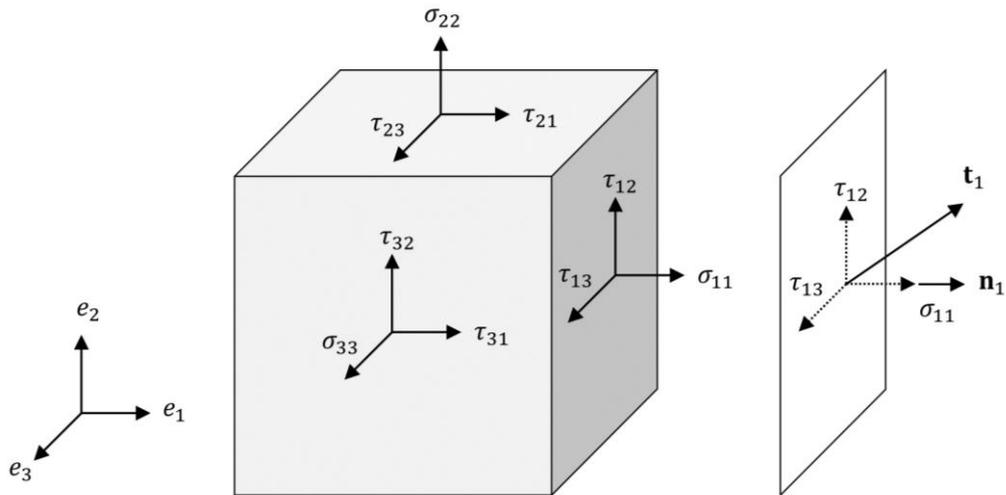
Die Deformationen, die mit den kinematischen Beziehungen in Abschnitt 2.4.1 eingeführt wurden, führen am materiellen Körper zu inneren Spannungen. Es werden zwei Arten von Kräften nach ihrer Wirkung auf Volumen oder Flächen unterschieden. Volumenkräfte  $\mathbf{b}$  wirken dabei gleichmäßig auf das gesamte Volumen  $dv$  eines Körpers. Dies betrifft beispielsweise die Trägheitskraft oder die Gewichtskraft. Flächenkräfte  $\mathbf{t}$  wirken auf Flächen  $da$  und werden in innere und äußere Kräfte gegliedert. Äußere Kräfte wirken dabei auf den Rand eines Körpers  $\partial\Omega$  und innere Kräfte innerhalb eines Körpers  $\Omega$ .

$$\mathbf{t} = \frac{d\mathbf{f}}{da} \quad 2.14$$

$$\mathbf{b} = \frac{d\mathbf{f}}{dv} \quad 2.15$$

Innere Kräfte, die an einem materiellen Punkt angreifen, können nach dem Schnittprinzip durch die Zerlegung in Flächen charakterisiert werden. An einem infinitesimalen Flächenelement, das durch einen materiellen Punkt mit einer Normalen in Richtung  $e_1$  gelegt wird, existiert nach dem Newton'schen Prinzip *Actio est Reactio* ein Spannungsvektor  $\mathbf{t}_1$  (Abbildung 2.10). Dessen Komponenten sind die Normalspannung  $\sigma_{11}$ , die senkrecht auf der Fläche steht, und zwei Schubspannungen  $\tau_{12}$  und  $\tau_{13}$  parallel zur Fläche. Analog ergeben sich drei senkrecht aufeinander stehende Flächen in den Richtungen der Einheitsbasis, die über die Grenzwertbildung  $dA \rightarrow 0$  zu einem Punkt werden. Die drei Spannungsvektoren können im Cauchy'schen Spannungstensor  $\boldsymbol{\sigma}$  zusammengefasst werden und beschreiben damit den Spannungszustand am materiellen Punkt in der Momentankonfiguration:

$$\sigma_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \tau_{12} & \tau_{13} \\ \tau_{21} & \sigma_{22} & \tau_{23} \\ \tau_{31} & \tau_{32} & \sigma_{33} \end{bmatrix} \quad 2.16$$

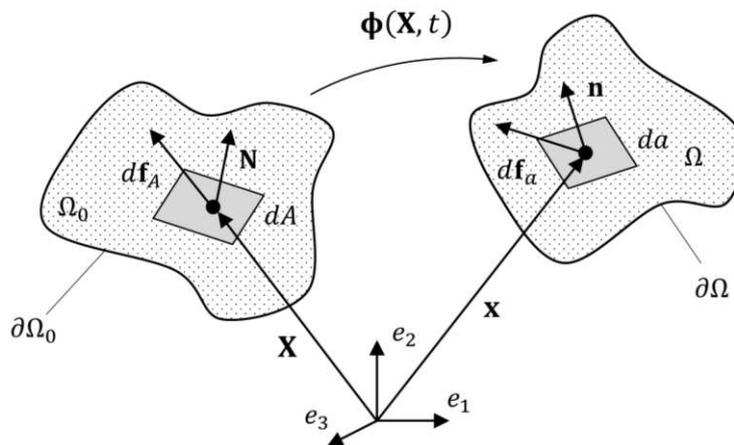


**Abbildung 2.10** Räumliche Darstellung des Cauchy'schen Spannungstensors und des Cauchy'schen Spannungsvektors.

Der Cauchy'sche Spannungstensor ist das am häufigsten verwendete Maß zur Beschreibung von lokalen Spannungen. Für die Spannungskomponenten  $\sigma_{ij}$  gibt der erste Index  $i$  die Richtung der Flächennormalen an, und  $j$  ist die Wirkungsrichtung der Kraft. Für die Schubspannungen gilt aufgrund des symmetrischen Aufbaus des Tensors:

$$\tau_{12} = \tau_{21}, \quad \tau_{13} = \tau_{31}, \quad \tau_{23} = \tau_{32} \quad 2.17$$

Für die Berechnung von Spannungen am deformierbaren Körper werden weitere Spannungsmaße benötigt, mit denen zeit- und bewegungsabhängige Veränderungen von Spannungen analysiert werden können. Für die Betrachtung der Änderung von Kräften infolge einer Deformation wird, wie zuvor beschrieben, eine infinitesimale Schnittfläche durch einen materiellen Punkt eingeführt (Abbildung 2.11). An der Querschnittsfläche  $da$  mit dem Normalenvektor  $\mathbf{n}$  wirkt eine resultierende Kraft  $d\mathbf{f}_a$ . Am Punkt in der Referenzkonfiguration wirken analog die Kräfte  $d\mathbf{f}_A$  auf die Querschnittsfläche  $dA$  mit dem Normalenvektor  $\mathbf{N}$ .



**Abbildung 2.11** Abbildung der Kräfte in der Momentan- und Referenzkonfiguration.

Analog zu Gleichung 2.3 stellt der Deformationsgradient  $\mathbf{F}$  den Zusammenhang zwischen den resultierenden Kräften in ihren Lagen her:

$$d\mathbf{f}_a = \mathbf{F} \cdot d\mathbf{f}_A \quad 2.18$$

Der zuvor eingeführte Cauchy'sche Spannungstensor  $\boldsymbol{\sigma}$  bildet die Kräfte auf die Querschnittsfläche in der Momentankonfiguration ab:

$$d\mathbf{f}_a = \boldsymbol{\sigma}^T \cdot \mathbf{n} \cdot da \quad 2.19$$

Der zweite Piola-Kirchhoff-Spannungstensor  $\mathbf{S}$  beschreibt, ausgehend von der Momentankonfiguration, die transformierten Kräfte an der Querschnittsfläche der Referenzkonfiguration:

$$d\mathbf{f}_A = \mathbf{S} \cdot \mathbf{N} \cdot dA = \mathbf{F}^{-1} d\mathbf{f}_a \quad 2.20$$

Die Transformation der Querschnittsfläche von der Referenzkonfiguration in die Momentankonfiguration beschreibt die Nanson'sche Formel:

$$da \cdot \mathbf{n} = dA \cdot \det \mathbf{F} \cdot \mathbf{F}^{-T} \mathbf{N} \quad 2.21$$

Durch Gleichsetzen der Kräfte in ihren beiden Konfigurationen (Gleichungen 2.19 und 2.20) und Ersetzen der Querschnittsflächen durch den Nanson'schen Ausdruck (Gleichung 2.21), wird die Beziehung zwischen dem Cauchy'schen Spannungstensor  $\boldsymbol{\sigma}$  und dem zweiten Piola-Kirchhoff-Spannungstensor  $\mathbf{S}$  hergestellt:

$$\mathbf{S} \cdot \mathbf{N} \cdot dA = dA \cdot \det \mathbf{F} \cdot \mathbf{F}^{-T} \mathbf{N} \cdot \boldsymbol{\sigma}^T \quad 2.22$$

$$\mathbf{S} = \det \mathbf{F} \cdot \mathbf{F}^{-T} \cdot \mathbf{F}^{-1} \cdot \boldsymbol{\sigma}^T \quad 2.23$$

Für die geometrische Linearisierung (siehe Abschnitt 2.4.1), bei der sehr kleine Verzerrungen angenommen werden, gilt näherungsweise:

$$\mathbf{S} \approx \boldsymbol{\sigma} \quad 2.24$$

Aufgrund der Symmetrie des Spannungstensors  $\boldsymbol{\sigma}$  können die sechs unabhängigen Komponenten auch analog zu Gleichung 2.13 als Spaltenvektor geschrieben werden:

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \\ \tau_{12} \end{pmatrix} \quad 2.25$$

### 2.4.3 Konstitutive Beziehungen

Den materiellen Punkten lassen sich Eigenschaften zuordnen, die die Spannungen mit den Verzerrungen verknüpfen. Diese Materialgesetze werden in den konstitutiven Gleichungen formuliert. Den einfachsten Fall der Beziehung von Belastung und Verformung eines Körpers beschreibt das Hooke'sche Elastizitätsgesetz. Dabei verhält sich die Spannung proportional zur Dehnung eines Körpers. Die bei Belastung aufgenommene Verformungsarbeit wird als elastische Energie im Körper gespeichert und bei der Entlastung vollständig wieder abgegeben, sodass der Körper in seine Ursprungsform zurückkehrt. Durch die Einführung

des vierstufigen Nachgiebigkeitstensors  $\mathbf{D}$  erhält man den allgemeinen Zusammenhang zwischen dem Spannungstensor  $\boldsymbol{\sigma}$  und dem Verzerrungstensor  $\boldsymbol{\varepsilon}$ . In Komponentenschreibweise gilt:

$$\varepsilon_{ij} = D_{ijkl} \sigma_{kl} \quad 2.26$$

Ausgehend vom Spannungstensor kann die Elastizität eines Materials auch mit dem Steifigkeitstensor  $\mathbf{C}$  ausgedrückt werden:

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \varepsilon_{kl} \quad 2.27$$

Es gilt also der Zusammenhang:

$$\mathbf{C} = \mathbf{D}^{-1} \quad 2.28$$

Aufgrund der Symmetrie des Spannungs- und des Verzerrungstensors (siehe Abschnitte 2.4.1 und 2.4.2) sowie der allgemeinen Annahme eines elastischen Potentials, gilt die Symmetriebedingung auch für den Nachgiebigkeitstensor und seine inverse Form, den Steifigkeitstensor. Durch diese Bedingung reduziert sich der Tensor von ursprünglich  $3^4 = 81$  auf 36 Koeffizienten. Das Hooke'sche Gesetz aus Gleichung 2.26 lautet dann in Matrixschreibweise:

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} D_{1111} & D_{1122} & D_{1133} & D_{1123} & D_{1113} & D_{1112} \\ D_{2211} & D_{2222} & D_{2233} & D_{2223} & D_{2213} & D_{2212} \\ D_{3311} & D_{3322} & D_{3333} & D_{3323} & D_{3313} & D_{3312} \\ D_{2311} & D_{2322} & D_{2333} & D_{2323} & D_{2313} & D_{2312} \\ D_{1311} & D_{1322} & D_{1333} & D_{1323} & D_{1313} & D_{1312} \\ D_{1211} & D_{1222} & D_{1233} & D_{1223} & D_{1213} & D_{1212} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \\ \tau_{12} \end{pmatrix} \quad 2.29$$

Holz wird im Allgemeinen als orthotrop angenommen. Das orthotrope, elastische Materialverhalten von Holz wurde beispielsweise von HEARMON [30], KEYLWERTH [31] und KOLLMANN [32] umfassend beschrieben. Bei der Orthotropie als einem Sonderfall der Anisotropie unterscheiden sich die mechanischen Eigenschaften in drei senkrecht aufeinander stehenden Symmetrieebenen. Die Normalspannungen sind dabei von den Schubverzerrungen entkoppelt und andersherum lösen Schubspannungen keine Normalverzerrungen aus. Gleichung 2.29 vereinfacht sich dadurch auf:

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} D_{1111} & D_{1122} & D_{1133} & 0 & 0 & 0 \\ D_{2211} & D_{2222} & D_{2233} & 0 & 0 & 0 \\ D_{3311} & D_{3322} & D_{3333} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & D_{2323} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & D_{1313} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & D_{1212} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \\ \tau_{12} \end{pmatrix} \quad 2.30$$

Die Anzahl der Koeffizienten reduziert sich damit auf 12. Für die ingenieurtechnische Interpretation in experimentell bestimmbar Größen lassen sich die Koeffizienten über elastische Konstanten ausdrücken:

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_{11}} & -\frac{\nu_{21}}{E_{22}} & -\frac{\nu_{31}}{E_{33}} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_{11}} & \frac{1}{E_{22}} & -\frac{\nu_{32}}{E_{33}} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{13}}{E_{11}} & -\frac{\nu_{23}}{E_{22}} & \frac{1}{E_{33}} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{13}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \\ \tau_{12} \end{pmatrix} \quad 2.31$$

Dabei sind  $E_{ij}$  die Elastizitätsmoduln,  $G_{ij}$  sind die Schubmoduln und  $\nu_{ij}$  die Poissonzahlen. Die Poissonzahlen beschreiben das Verhältnis der Dehnungen senkrecht  $\varepsilon_{jj}$  und parallel zur Lastrichtung  $\varepsilon_{ii}$  zueinander mit:

$$\nu_{ij} = -\frac{\varepsilon_{jj}}{\varepsilon_{ii}} \quad 2.32$$

Für die Poissonzahlen gilt durch die Symmetriebedingung des Nachgiebigkeitstensors:

$$\frac{\nu_{21}}{E_{22}} = \frac{\nu_{12}}{E_{11}}, \quad \frac{\nu_{31}}{E_{33}} = \frac{\nu_{13}}{E_{11}}, \quad \frac{\nu_{23}}{E_{22}} = \frac{\nu_{32}}{E_{33}} \quad 2.33$$

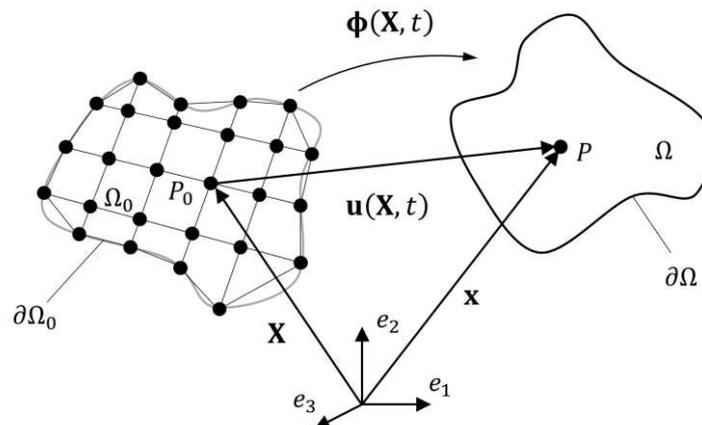
Die lineare Elastizität stellt einen Sonderfall der Elastizität dar, in dem der Spannungszustand unabhängig von der Vorgeschichte ist. Diese vereinfachte Annahme kann bereits für die strukturmechanische Auslegung vieler Systeme herangezogen werden, gilt in der Natur aber nur für kleine Belastungen.

## 2.5 Die Finite-Elemente-Methode

Über die zuvor eingeführten Gleichungen lassen sich Deformationen von kontinuierlichen Festkörpern beschreiben. Die Lösung dieser Gleichungen bezüglich unbekannter Größen infolge einer Belastung kann nur für sehr einfache, lineare Fälle analytisch erfolgen. Die Berechnung von Problemstellungen an einer Bauteilstruktur erfordert in jedem Fall rechnergestützte Methoden. Dafür ist es notwendig die Betrachtungsweise von Körpern als kontinuierliches Feld auf eine endliche, diskrete Repräsentation zu übertragen. Diese Übertragung wird als Diskretisierungsprozess bezeichnet. Über die Approximation einer Bauteilgeometrie mit endlich großen Elementen sowie geeigneten Näherungsverfahren zur Lösung des Gleichungssystems an diesen Elementen können dann strukturmechanische Prozesse simuliert werden. Die in der technischen Berechnung am häufigsten eingesetzte Methode ist die Diskretisierung in finite Elemente (Finite-Elemente-Methode, Abk.: FEM). Diese wurde in den 1950'er Jahren maßgeblich entwickelt und bis heute zu einem effektiven Ingenieurs-Werkzeug verfeinert. Die FE-Analyse wird insbesondere in der Fahrzeugentwicklung, der Luft- und Raumfahrttechnik oder dem Bauingenieurwesen zur Auslegung von Prozessen und Strukturen eingesetzt. Heute existiert eine Vielzahl an kommerziellen Simulations-Programmen, die auf der FE-Methode basieren, wie zum Beispiel Ansys, Abaqus oder LS-DYNA. Letzteres wurde im Rahmen der Methodenentwicklung dieser Arbeit ver-

wendet. Die sehr umfangreiche Methode der finiten Elemente und die vielen einzelnen Teilgebiete der Elastizitätstheorie, der Diskretisierung und der Numerik sind in zahlreichen Fachbüchern beschrieben worden. Umfassende Grundlagen der FE-Theorie und ihrer zugrundeliegenden Gleichungen geben beispielsweise JUNG und LANGER [3] sowie ZIENKIEWICZ et al. [4]. Eine sehr praktische Beschreibung der Methode gibt das Buch von RIEG et al. [5]. Die vielen darin enthaltenen Beispiele können mit dem dazugehörigen Open Source FE-Code Z88 nachvollzogen werden. Die Grundlagen zu dem in dieser Arbeit eingesetzten FE-Programm sowie spezifische Informationen zu den verfügbaren Elementformulierungen liefert das LS-DYNA-Theorie-Handbuch [33]. Aus den genannten Quellen wird die Finite-Elemente-Methode nachfolgend kurz zusammengefasst.

Die mechanischen Gleichgewichtsbedingungen der Erhaltung der Masse, des Impulses und der Energie sind die Grundlage des FE-Codes und müssen zu jedem Zeitpunkt der Simulation erfüllt sein. Die unbekanntenen Größen können dementsprechend Drücke (Massebilanz), Verschiebungen (Impulsbilanz) oder Temperaturen (Energiebilanz) sein. Die zugrundeliegenden Gleichungen werden über den zu untersuchenden Körper integriert. Dabei müssen die Bedingungen nun nicht mehr absolut für jeden materiellen Punkt, sondern näherungsweise über ein diskretisiertes Gebiet erfüllt werden, was zu der so genannten schwachen Form der Gleichungen führt. Das grundsätzliche Vorgehen des FE-Codes zur Lösung eines Deformationsproblems an einem Festkörper soll nachfolgend kurz erläutert werden.



**Abbildung 2.12** Betrachtung einer Deformation eines Körpers als diskretisierte Struktur.

Im Anschauungsbeispiel aus Abbildung 2.12 ist für den Körper  $\Omega_0$ , wie schon zuvor in den Abschnitten 2.4.1 und 2.4.2, eine zeitabhängige Deformation in seine Momentankonfiguration  $\Omega$  gegeben. Anstelle der kontinuierlich verteilten, materiellen Punkte treten die diskreten, endlichen Einheiten der Elemente, die über ihre Knoten definiert sind. Anstatt der Bestimmung der Feldgrößen sind die Unbekannten nun für jeden Knoten und das eingesetzte Element zu bestimmen. Im betrachteten Beispiel wird eine Lösung für die Impulsgleichung gesucht, da die zeitliche Ableitung des Impulses auf die Reaktionskräfte führt:

$$\rho \ddot{\mathbf{u}} = \boldsymbol{\sigma} + \rho \mathbf{f} \quad 2.34$$

Dabei ist  $\boldsymbol{\sigma}$  der Cauchy'sche Spannungstensor,  $\rho$  ist die Dichte in der Momentankonfiguration,  $\mathbf{f}$  sind die Körperkräfte (hier die Schwerkraft) und  $\ddot{\mathbf{u}}$  die Beschleunigung, ausgedrückt als zweifache Zeitableitung der Verschiebung. Im Lösungsverfahren wird das Prin-

zip der virtuellen Arbeit angewandt. Dabei werden die Verzerrungen durch die Verschiebungen  $\delta \mathbf{u}$  ausgedrückt (siehe Abschnitt 2.4.1). Die schwache Formulierung der Impulsbilanz ist gegeben mit:

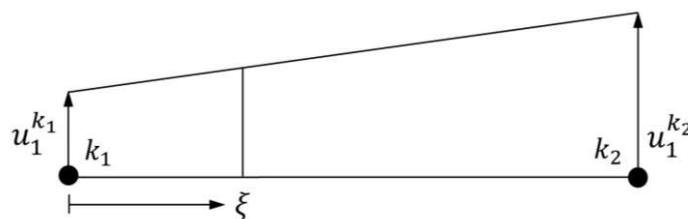
$$\int_{\Omega} \rho \ddot{\mathbf{u}} \delta \mathbf{u} dv + \int_{\Omega} \boldsymbol{\sigma} \delta \mathbf{u} dv - \int_{\Omega} \rho \mathbf{b} \delta \mathbf{u} dv - \int_{\partial \Omega} \mathbf{t} \delta \mathbf{u} da = 0 \quad 2.35$$

Der erste Term ist die Arbeit, die durch die Impulsänderung an der Verschiebung über dem Volumen des Körpers geleistet wird. Der zweite Term ist die vom Spannungstensor an der virtuellen Verschiebung über dem Volumen des Körpers geleistete Deformationsarbeit. Demgegenüber steht die Arbeit der Körperkräfte  $\mathbf{b}$  und der äußeren Kräfte  $\mathbf{t}$  an den virtuellen Verschiebungen, verteilt über das Volumen des Körpers  $\Omega$  bzw. die Fläche seines Randes  $\partial \Omega$ .

Der Ansatz zur Lösung der Differentialgleichung erfolgt über ein geeignetes Interpolationsverfahren auf Basis so genannter Ansatzfunktionen. Gesucht sind die Verschiebungen des Körpers  $\mathbf{u}(\mathbf{X}, t)$ , die sich lokal aus den kleineren Verschiebungsfeldern innerhalb der Elemente berechnen (Abbildung 2.12). Die Verschiebungen der Knoten sind die Unbekannten des Gesamtproblems (primäre Lösung) und werden über das Integrationsverfahren bestimmt, worauf in diesem Abschnitt noch näher eingegangen wird. Mithilfe der Knotenverschiebungen  $\mathbf{u}^{k_n}$  kann dann über die Ansatzfunktionen  $\Phi_n$  das Elementverschiebungsfeld angenähert werden (sekundäre Lösung).

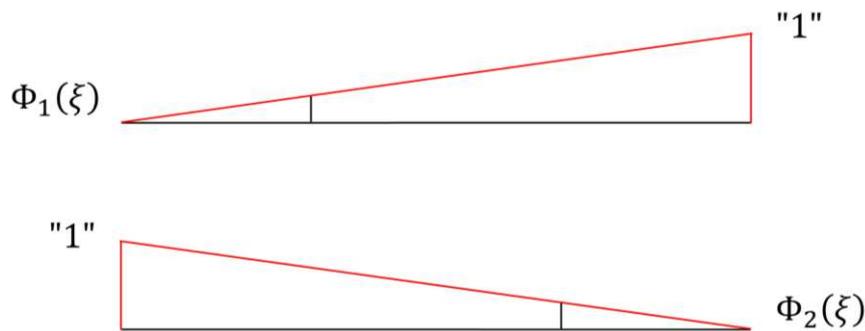
$$\mathbf{u}(\mathbf{X}, t) = \sum_{n=1}^N \Phi_n(\mathbf{X}) \mathbf{u}^{k_n}(t) \quad 2.36$$

Im Folgenden soll an einem einfachen Beispiel das Prinzip der Lagrange'schen Ansatzfunktion erläutert werden. Gesucht ist die lineare Funktion  $u(\xi)$  zwischen den bekannten Verschiebungen zweier Knoten eines Linienelementes  $u_1^{k_1}$  und  $u_1^{k_2}$ .



**Abbildung 2.13** Anschauungsbeispiel einer Interpolation mit der Lagrange'schen Ansatzfunktion zwischen zwei Knoten.

Die Ansatzfunktion  $\Phi_n(\xi)$ , die auf dem Element definiert ist, muss dabei zwei Bedingungen erfüllen. Nach der ersten Bedingung muss der Funktionswert an einem Knoten den Wert 1 haben und an allen anderen Knoten den Wert 0 annehmen. Dazwischen kann die Funktion beliebige Werte annehmen.

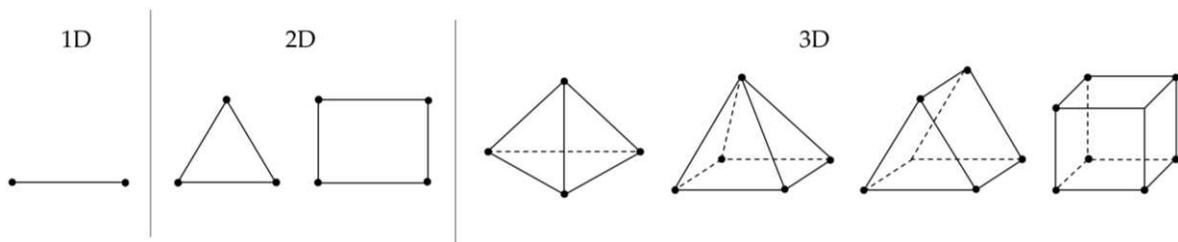


**Abbildung 2.14** Eigenschaft der Lagrange'schen Ansatzfunktion für das Beispiel einer linearen Interpolation zwischen zwei Knoten.

Unter Einhaltung dieser Bedingung lautet der Ansatz:

$$\mathbf{u}(\xi) = \sum_{n=1}^N \mathbf{u}^{k_n} \Phi_n(\xi) = u_1^{k_1} \Phi_1(\xi) + u_1^{k_2} \Phi_2(\xi) \quad 2.37$$

Die Funktionen  $\Phi_n(\xi)$  werden mit den bekannten Verschiebungen der Knoten  $\mathbf{u}^{k_n}$  gewichtet. Dabei ist die zweite Bedingung einzuhalten, die besagt, dass die Summe aller Funktionen den Wert 1 haben soll. Der Lagrange'sche Formalismus wird für jedes Element durchlaufen. Für ein diskretisiertes System ergibt sich ein Gleichungssystem, in dem die Anzahl der Ansatzfunktionen immer der Anzahl der Knoten entspricht. Analog zu diesem Beispiel kann der lineare Ansatz auf beliebige Elementformen angewandt werden. Gängige 1D, 2D und 3D-Elementformen sind in Abbildung 2.15 aufgeführt. Wenn sich eine Näherungslösung als unbefriedigend erweist, können auch höherwertigen Ansatzfunktionen (quadratisch, kubisch) gewählt werden. Allerdings kann auch bereits die Netzverfeinerung mit einem linearen Ansatz die Genauigkeit erhöhen.



**Abbildung 2.15** Unterschiedliche Stab-, Flächen- und Volumen-Elementformen.

Wie bereits erwähnt, können die Gleichungen des Systems nicht direkt, sondern nur in Näherung für die approximierte Struktur gelöst werden. Dafür werden numerische Integrationsverfahren wie zum Beispiel die Gauß-Quadratur eingesetzt.

$$\int f(x) dx \approx \sum_{i=1}^n w_i f(x_i) \quad 2.38$$

Die Integration, bzw. die näherungsweise Summation erfolgt über die so genannten Integrationspunkte  $x_i$ , die innerhalb der Elemente liegen. Die Integrationspunkte sind die Stützpunkte, an denen die Ergebnisgrößen gültig sind. Dabei sind  $w_i$  die Gauß'schen Gewichtungsfaktoren, die nach der Anzahl der Integrationspunkte gewählt werden. Mit Gleichung 2.38 ist nun die Summe der gewichteten Funktionswerte an den Koordinaten der Integrationspunkte die Näherungslösung des Integrals der Funktion  $f(x)$ . Für ein Flächenelement wäre

die Funktion entsprechend eine Doppelsumme mit den Koordinaten  $i, j$  und für ein Volumenelement eine Dreifachsumme mit den Koordinaten  $i, j, k$ . Über die Ansatzfunktionen sowie das numerische Integrationsverfahren können nun die Ergebnisgrößen der Elemente berechnet werden. Über die Verschiebungen sind die Verzerrungen bekannt (2.4.1). Daraus können wiederum über die Materialgesetze die Spannungen berechnet werden (2.4.3). Neben dem Gauß-Verfahren existiert eine Vielzahl an unterschiedlichen numerischen Näherungsverfahren. Unterschiedliche Elementformulierungen können nach der Anzahl der Integrationspunkte und -Ebenen gewählt werden. Der Rechenaufwand steigt mit der Anzahl der Integrationspunkte des Elementtyps.

Eine häufige Aufgabe der Strukturmechanik ist die Analyse von Spannungen und Verformungen über einen Zeitverlauf, so auch in den Simulationen dieser Arbeit. Grundlage ist dabei die Formulierung einer Kraftanregung  $\mathbf{f}(t)$  mit der Bewegungsfunktion:

$$\mathbf{m}\ddot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{c}\dot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{k}\mathbf{u}(t) = \mathbf{f}(t) \quad 2.39$$

Die einzelnen Terme sind dabei jeweils die Kraft, ausgedrückt in Abhängigkeit ihrer zeitlichen Änderung des Ortes als: Trägheitskraft mit der Massematrix  $\mathbf{m}$ , Dämpfungskraft mit der Dämpfungsmatrix  $\mathbf{c}$  und der Federkraft mit der Federsteifigkeitsmatrix  $\mathbf{k}$ . Für den nichtlinearen Fall gilt:

$$\mathbf{m}\ddot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{c}\dot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{f}_s(t, \mathbf{u}(t)) = \mathbf{f}(t) \quad 2.40$$

Dabei wird die Federkraft ersetzt durch eine Kraft, die von der Zeit und der Verschiebung als Funktion der Zeit abhängig ist. Für die Analyse eines bewegten Systems über einen Zeitverlauf existiert ein so genanntes Anfangswertproblem für die Änderung des Ortes über die Zeit  $\dot{\mathbf{u}}$ :

$$\dot{\mathbf{u}} = \mathbf{f}(t, \mathbf{u}(t)) \quad 2.41$$

In der Differentialgleichung erster Ordnung ist  $\mathbf{f}(t, \mathbf{u}(t))$  die Funktion, die die Änderung der Verschiebung bestimmt. Gesucht ist also die Änderung dieser Funktion innerhalb eines Zeitverlaufs. Die Integration über die Zeit zwischen dem Zeitpunkt  $t_n$  und  $t_{n+1}$  liefert die Lösung:

$$\mathbf{u}(t_{n+1}) = \mathbf{u}(t_n) + \int_{t_n}^{t_{n+1}} dt \mathbf{f}(t, \mathbf{u}(t)) \quad 2.42$$

Wie bereits für die näherungsweise Integration der Struktur über die finiten Elemente, gilt auch über die Zeit, dass das Gleichungssystem in der Regel nicht geschlossen integriert werden kann. Deshalb wird auch hier mit numerischen Lösungsverfahren gearbeitet, bei denen der Zeitverlauf in sehr kleine Zeitschritte diskretisiert wird. Die Zeitdiskretisierung erfolgt auf Basis der Ableitungsvorschrift der Verschiebung mit:

$$\dot{\mathbf{u}} = \lim_{\Delta t \rightarrow 0} \frac{\mathbf{u}^{n+1} - \mathbf{u}^n}{\Delta t} \quad 2.43$$

Für sehr kleine, diskrete Zeitschritte  $\Delta t$  gilt dann näherungsweise:

$$\dot{\mathbf{u}} \approx \frac{\mathbf{u}^{n+1} - \mathbf{u}^n}{\Delta t} \quad 2.44$$

Dabei wird zwischen direkten und indirekten Integrationsverfahren unterschieden, die entsprechend der zu lösenden Aufgabe angewandt werden. Bei der expliziten Euler-Methode, als direktes Verfahren, wird auf Basis der zu Beginn der Simulation vorliegenden Last für ein definiertes Zeitinkrement das Gleichungssystem gelöst. Dies führt auf den nächsten Zeitpunkt des Zeitverlaufs, wo erneut der Lösungsschritt für die neuen Lasten durchgeführt wird usw.. Die Lösung des Gleichungssystems am alten Zeitpunkt führt also auf den neuen Zeitpunkt. Somit lautet das numerische Modell:

$$\mathbf{u}(t_{n+1}) = \mathbf{u}(t_n) + \Delta t \mathbf{f}(t_n, \mathbf{u}(t_n)) \quad 2.45$$

Beim impliziten Euler-Verfahren wird auf umgekehrte Weise, also indirekt, vorgegangen. Zu Beginn der Simulation werden die Eigenschaften der zu untersuchenden Struktur zur Aufstellung der Matrizen des Gleichungssystems verwendet. Diese bilden eine Tangente am Startpunkt der Simulation und stellen somit eine Annahme für den Simulationsverlauf dar. Die zu Beginn des Zeitverlaufs vorliegende Last führt damit auf einen neuen Zeitpunkt. Hier ergibt sich durch das Einsetzen der Ergebnisgrößen in die zuvor getroffenen Annahmen und den Abgleich mit den Bilanzgleichungen eine Abweichung zum angenommenen Funktionswert. Auf Basis dieser Abweichung werden für die Anfangsmatrizen neue Annahmen getroffen und eine neue Lösung berechnet. Diese Iterationsschleifen werden so lange wiederholt, bis mit der Unterschreitung einer definierten Abweichungstoleranz die Konvergenz erreicht ist. Das Gleichungssystem wird also am neuen Zeitpunkt gelöst und anschließend auf den alten Zeitpunkt zurückgerechnet. In numerischer Schreibweise lautet dieses Prinzip:

$$\mathbf{u}(t_{n+1}) = \mathbf{u}(t_n) + \Delta t \mathbf{f}(t_{n+1}, \mathbf{u}(t_{n+1})) \quad 2.46$$

Durch die Konvergenzkontrolle können für die implizite Methode sehr große Zeitschritte erreicht werden. Dadurch können lineare Probleme, sehr schnell gelöst werden. Bei nichtlinearen Problemen ist die Suche nach konvergierten Zwischenlösungen aufwendiger. Nichtlinearitäten können zum Beispiel große Deformationen in einer Struktur (Geometrienichtlinearität) oder Plastizität im Materialmodell (Materialnichtlinearität) oder auch Kontakte (Strukturnichtlinearität) sein. Dafür müssen kleinere Zeitschrittweiten gewählt werden. Da der Rechenaufwand pro Iteration relativ hoch ist, sind hier explizite Verfahren überlegen.

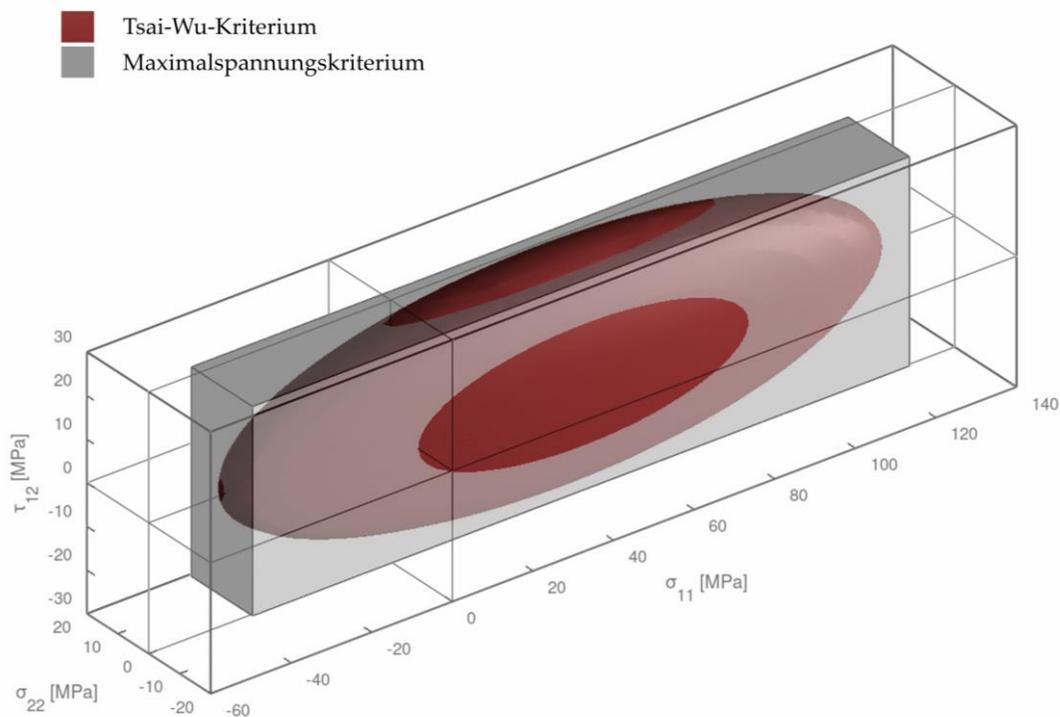
## 2.6 Literaturüberblick zur Modellierung mechanischer Eigenschaften von Holz

Es wird angenommen, dass die entwicklungstechnische Aufgabe dieser Arbeit vor allem darin besteht, das Werkstoffverhalten der Holzschicht zu modellieren. Dieses leitet sich aus dem komplexen strukturellen Materialaufbau ab, der in Abschnitt 2.2 beschrieben wird. Die Abbildung von Deformationen des Furnierlaminats im Umformprozess berührt dabei viele Aspekte der Materialmodellierung wie

- die richtungsabhängigen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen,
- die Formulierung von Materialschädigung und -bruch,
- deren Abhängigkeit von der ausgeprägten Inhomogenität der Holzstruktur,

- die Ausbreitung und Veränderung von Materialfeuchte und -temperatur,
- sowie die hygro-mechanische Kopplung der mechanischen Eigenschaften.

In der Literatur wurden bereits vielfältige Ansätze für die numerische Umsetzung dieser Eigenschaften vorgestellt. Nachfolgend sollen nun einige Referenzen für aktuelle Modellierungsansätze von Holz und Holzwerkstoffen, mit Bezug zu den Fragestellungen der vorliegenden Arbeit, angeführt werden. Wie bereits in Abschnitt 2.4.3 eingeführt, kann das mechanische Verhalten von Holz mit zylindrisch-orthotropen, elastischen Modellen im Lastbereich kleiner Verzerrungen beschrieben werden [34]. Bei größeren Belastungen kommt es zu Nichtlinearitäten und Materialversagen. Für die orthotrope Beschreibung der Belastungsgrenzen können generelle Festigkeitshypothesen angewandt werden, wie das Hoffmann- [35] oder das Tsai-Wu-Kriterium [36]. Die dreidimensionalen, ellipsoiden Versagensflächen erlauben bereits eine gute Abschätzung der Lastgrenzen, neigen aber dazu, das Versagen unter biaxialen Spannungskombinationen zu überschätzen [37–39] (Abbildung 2.16).



**Abbildung 2.16** Ellipsoide Versagensfläche nach Tsai und Wu und kubische Versagensfläche auf Basis des Maximalspannungskriteriums für den ebenen Spannungszustand mit eingesetzten Festigkeiten aus ZERBST et al. [39].

Die präzisere Erfassung der Versagensgrenzen unter kombinierten Lastzuständen, unter Berücksichtigung der Duktilität von Holz unter Druckbelastung, ermöglichen Mehrflächenplastizitätsmodelle, wie in MACKENZIE-HELNWEIN et al. [40] und SCHMIDT und KALISKE [41]. Eine Zusammenfassung verschiedener Ansätze zur Formulierung von Materialschädigung von Holz liefern SCHMIDT und KALISKE [42]. Das komplexe Deformations- und Bruchverhalten von Holz ist auf den zellulären Aufbau sowie die wachstumsbedingte Inhomogenität der Holzstruktur zurückzuführen (siehe Abschnitt 2.2). So wurden in den letzten Jahren numerische Methoden zur Berücksichtigung des hierarchischen Aufbaus von Holz entwickelt. Das Konzept der skalenübergreifenden Modellierung verwendet dabei Eigenschaften, die auf niedrigeren Längeneinheiten charakterisiert werden, um die Strukturantwort auf

der Makroebene vorherzusagen [43, 44]. Der Übergang zwischen den unterschiedlichen Längenskalen erfolgt über ein Homogenisierungsverfahren auf ein repräsentatives Volumenelement, auf dem dann die lokalen Eigenschaften verschmiert vorliegen. Mit der periodischen Anordnung solcher Einheitszellen kann eine Struktur diskretisiert werden [45]. Eine effektive Methode zur diskreten Simulation von Rissbildung und -fortsetzung ist die Erweiterte Finite-Elemente-Methode (XFEM), eingeführt in BELYTSCHKO und BLACK [46]. Diese nutzt spezielle Ansatzfunktionen, die auch Diskontinuitäten innerhalb der Elemente erlauben und damit das Risswachstum ohne die Neuvernetzung entlang der Bruchfläche ermöglichen. Die Anwendung der Methode in der numerischen Analyse der Bruchmodi von Brettschichtholz ergibt eine gute Übereinstimmung mit experimentellen Untersuchungen in QIU et al. [47]. In LUKACEVIC et al. [48, 49] wird ein Mehrskalen-Modell über die Einheitszellen-Methode mit der XFEM kombiniert. Die Modellierung von Früh- und Spät-holz-Zellwänden erlaubt dabei eine sehr genaue Abbildung der Versagensmechanismen sowie die Vorhersage der Lokalisierung von Rissen und deren Fortsetzungsrichtung. Die Berücksichtigung der periodischen Dichteschwankung durch den Jahrringaufbau ist insbesondere für die Modellierung von Furnierlaminaten essentiell, worauf später im Verlauf dieser Dissertation noch genauer eingegangen wird. Darüber hinaus beeinflussen weitere Inhomogenitäten das mechanische Verhalten von Holzwerkstoffen, die in Modellen unterschiedlich berücksichtigt werden können. Eine ingenieurstechnische Aufgabe im Bauwesen ist die Auslegung von Tragwerksstrukturen aus Holz. Dabei können Abweichungen des Faserverlaufs oder Äste den Querschnitt schwächen. Durch Laserscans der Holzoberfläche ist der Faserverlauf messbar und eine Abschätzung der effektiven Steifigkeit und Festigkeit möglich [50–53]. Für die Berücksichtigung in Finite-Elemente-Modellen sind verschiedene Methoden bekannt, wie zum Beispiel in LUKACEVIC und FÜSSL [54], JENKEL und KALISKE [55, 56] sowie LUKACEVIC et al. [57]. Im Gegensatz zur diskreten Erfassung von Materialversagen in Abhängigkeit der inhomogenen Holzstruktur können auch stochastische Methoden angewandt werden, um die Variabilität der Eigenschaften abzubilden. Dabei werden die mechanischen Parameter mit einer Unbestimmtheitsfunktion ausgedrückt, um eine Wahrscheinlichkeitsverteilung, basierend auf experimentellen Messungen der Streuung, zu erzeugen [58–61]. Des Weiteren existieren Methoden zur geometrischen Perturbation von Parametern über periodische Funktionen, wie zum Beispiel in MÜLLERSCHÖN et al. [62].

Zudem reagiert Holz sensibel auf die Umgebungsbedingungen der Feuchte und der Temperatur. In der vorliegenden Arbeit werden die dynamischen Feuchte- und Temperaturveränderungen über die Dauer der Umformung als statisch angenommen. Daher wird in diesem Literaturüberblick auf Ansätze für die numerische Umsetzung des hygro-mechanischen Verhaltens von Holz nicht näher eingegangen. Einen Überblick über die diversen Herausforderungen bei der Modellierung von Holzeigenschaften geben KONOPKA et al. [63]. Darin werden auch Referenzen zur Modellierung von Feuchte- und Temperaturtransportprozessen zur Vorhersage von lokalen Feuchtezuständen sowie der Formulierung der Steifigkeit als Funktion von Feuchte und Temperatur vorgestellt.

## 2.7 Schlussfolgerungen

Die in diesem Kapitel erläuterten Grundlagen beschreiben den Stand der Technik des Forschungsgebietes und umreißen den Forschungsbedarf der vorliegenden Dissertation. Aus dem physiologischen Aufbau des Holzes in axialen Fasern und den wachstumsbedingten

Dichteschwankungen ergeben sich die Anforderungen an die Modellierung. Das lokale Deformationsverhalten der Furniere variiert deutlich mit dem Anschnitt der Jahrringstruktur, der über das Fertigungsverfahren definiert wird. Ein Materialmodell zur Simulation von dreidimensionalen Deformationen von vliesstoffkaschierten Furnieren muss also vor allem die Richtungsabhängigkeit und Variabilität der mechanischen Eigenschaften abbilden. Diese Materialeigenschaften sind mit den Gleichungen der Kontinuumsmechanik zu formulieren und mit der Finite-Elemente-Methode umzusetzen.

Die vorhandenen Methoden zur Modellierung der Mechanik von Holzstrukturen entstammen mehrheitlich dem Bauingenieurwissenschaftlichen Bereich. Dabei ist die genaue Abschätzung von Steifigkeit und Festigkeit von baulichen Strukturen die wichtigste Fragestellung und mit den in Abschnitt 2.6 geschilderten Ansätzen gut beschrieben. Die Abbildung des Tiefziehvorganges in der Umformsimulation erfordert jedoch darüber hinaus die genaue Erfassung des lokalen Deformationszustandes. Dieser ist wiederum von den unterschiedlichen Ausprägungen der Texturen unterschiedlicher Furniertypen abhängig, die über die unterschiedlichen Fertigungsverfahren erzeugt werden. Zur Berücksichtigung der gesamten Bandbreite an dekorativen Furnieren mit sehr individuellen Eigenschaften werden diskrete Lösungen benötigt, um konkrete Schädigungsszenarien in Bereichen großer Deformationen analysieren zu können. Geeignete Methoden zur diskreten Berücksichtigung der Variation von Materialparametern im Modell müssen also im Rahmen dieser Arbeit entwickelt werden. Die im Literaturüberblick genannten Quellen beschränken sich des Weiteren auf die Materialmodellierung von Nadelhölzern, die im Baubereich häufig eingesetzt werden. Es existieren bisher keinerlei Ansätze zur spezifischen Modellierung von ringporigen Laubholzarten, wie sie für dekorative Oberflächen eingesetzt werden. Insbesondere die Modellierung von dünnen Furnieren beziehungsweise textilkaschierten Furnieren muss für die numerische Abbildung des Umformprozesses von Holz für Zierteil-Oberflächen entwickelt werden. Zu der Entwicklung eines Materialmodells gehört schlussendlich auch die Bestimmung von mechanischen Kennwerten, die für diesen Materialaufbau in der Literatur nicht vorhanden sind.

## 3 Strukturverhalten von Furnierlaminaten

### 3.1 Einleitung

Für die Aufstellung eines Materialmodells und einer Methode zur numerischen Simulation der Umformung werden mechanische Experimente zur Charakterisierung des Werkstoffes durchgeführt. Der theoretische Hintergrund der orthotropen Elastizität von Holz ist heute gut beschrieben [31, 34, 64] und in Materialprüfungen vielfach angewandt. Die Charakterisierung von Holzwerkstoffen erfordert materialspezifische Prüfmethode, aufgrund der vielfältigen Abhängigkeiten und der großen Variabilität der Eigenschaften des Naturstoffes. In NIEMZ und SONDEREGGER [1] werden gängige Methoden der Materialprüfung von Holz und Holzwerkstoffen zusammengefasst. Für Vollholz ist die Materialdatenlage relativ gut. In verschiedenen Arbeiten wurden bereits die elastischen Kennwerte und Festigkeiten von Nadelhölzern [65] und Laubholzarten wie Esche [66], Buche [67] und Nussbaum [68] ermittelt.

Bei BUCHELT und PFRIEM [69] wurden niedrigere E-Moduln und Festigkeiten von Buchenfurnieren im Vergleich zu Buchen-Vollholz festgestellt. Zudem beeinflusst das Fertigungsverfahren der Furniere die Mechanik. So können beispielsweise Mikrorisse, die durch den Druckbalken beim Messern und Schälen entstehen (siehe Abschnitt 2.3.2), den wirksamen Querschnitt des Furniers schwächen [70, 71]. Aufgrund dieser Erkenntnisse ist anzunehmen, dass sich die Mechanik von Furnieren signifikant von der Mechanik von Vollholz unterscheidet und die an Vollholz bestimmten Kennwerte nicht ohne Weiteres für Furniere verwendet werden können. Eine umfassende Grundlagenarbeit zur messtechnischen Charakterisierung von Rotbuchen-Furnieren für numerische Simulationen liefert BELLAIR [38]. Die dabei angewandte und in RAßBACH et al. [72] patentierte Messmethodik ermöglicht die Durchführung von Zugversuchen unter verschiedenen Feuchte- und Temperaturstufen mittels optischer Bildkorrelationsmessung. Unter Anwendung verschiedener Harmonisierungsstrategien zur Erhaltung der Symmetriebedingungen des Nachgiebigkeitstensors wurden dort elastische Kennwerte für ein Materialmodell abgeleitet. Basierend auf dieser Arbeit wurden in DIETZEL et al. [73] elastische Konstanten von nativem Walnuss-Schäl furnier, einem technischen Furnier sowie vliesstoffkaschiertem Furnier ermittelt. Der Fokus lag dabei auf der Messmethodik unter verschiedenen Feuchte- und Temperaturbedingungen. Weitere Messungen des mechanischen Verhaltens von Furnieren wurden von BUCHELT und WAGENFÜHR [74, 75] durchgeführt. Auf Grundlage dieser Arbeiten wird nachfolgend das Materialverhalten unter Normal- und Schubbelastung analysiert. Die gewonnenen Messdaten dienen als Basis für Modell-Eingangsparameter und zur Kalibrierung der zu entwickelnden Materialmodelle in den Kapiteln 4 und 5.

Zusätzlich wird das dreidimensionale Deformationsverhalten für ein tieferes Verständnis des Versagensverhaltens von Furnierlaminaten im Umformprozess untersucht. Die Verformung von Furnieren unter dreidimensionaler Last ist bereits in unterschiedlichen Arbeiten untersucht worden. Bei WAGENFÜHR et al. [76] wurde ein Tiefungsversuch in Anlehnung an den Erichsen-Test [77] durchgeführt. Dabei senkt sich ein halbkugelförmiger Stempel in einen kreisförmigen Furnierzuschnitt bis zum Bruch. Auf diese Weise wurde das dreidimensionale Deformationsverhalten von Furnieren verschiedener Holzarten beschrieben. In dem dort verwendeten Versuchsaufbau wurde kein Niederhalter verwendet. Der gleiche

Versuchsaufbau wurde später in weiteren Arbeiten mit und ohne Niederhalter angewandt [21, 78–80]. Die zitierten Vorarbeiten liefern vergleichende Untersuchungen von verschiedenen Holzarten mit unterschiedlichen Vorbehandlungen und Modifikationstechniken anhand eines Spannungszustands. Es sind keine Beschreibungen der 3D-Verformung von Furnieren unter erhöhter Feuchtigkeit und Temperatur bekannt. Für die vollständige Charakterisierung des Umformprozesses, wie er in der Fertigung von Holzoberflächen von Fahrzeugzierteilen durchgeführt wird, sind diese Beschreibungen nicht ausreichend.

Der in dieser Arbeit erstmals auf einen Holzwerkstoff angewandte Nakajima-Versuch dient der Ermittlung lokaler Dehngrenzen unter einachsigen und kombinierten Spannungszuständen. Dabei werden lokale Verzerrungen über optische Vollfeld-Dehnungsanalysen ausgewertet. Auf diese Weise kann die Umformbarkeit des Materials in Regionen mit kritischen Deformationen besser abgeschätzt werden. Zudem werden, mit dem verwendeten Versuchsaufbau mit wassergelagerten Proben und erhitzten Werkzeugen, die Bedingungen aus dem seriellen Fertigungsprozess realitätsnah nachgestellt. Die im folgenden Kapitel aufgeführten Messergebnisse sind in ZERBST et al. [39] publiziert.

## 3.2 Materialcharakterisierung unter Normal- und Schubbelastung

### 3.2.1 Materialien und Methoden

#### 3.2.1.1 Materialaufbau

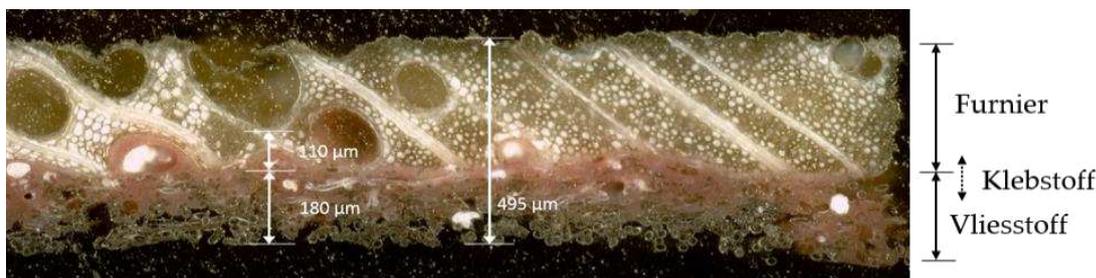
In der Fertigung von Zierteilaustattungen für Fahrzeug-Innenräume werden unterschiedliche Holzarten eingesetzt. Aufgrund seiner besonderen ästhetischen Anmutung wurde Eschenholz in den letzten Jahren sehr häufig für Zierteiloberflächen verwendet. Die besonders ausgeprägte, stark inhomogene Jahrringstruktur ist dabei allerdings besonders problematisch für den Prozess der Umformung. Für die Absicherung einer neu entworfenen Zierteilgeometrie, die mit einer Holzoberfläche ausgeführt werden soll, gilt die Umformbarkeit zumeist als gegeben, wenn sie mit der kritischen Holzart Esche umgesetzt werden kann (siehe auch Abbildung 1.2). Aus diesem Grund wurde die Charakterisierung der Umform-eigenschaften und die daraus folgende Modellierung und numerische Simulation des Umformprozesses an Eschenholzfurnier (*Fraxinus excelsior* L.) durchgeführt.

Wie bereits in Abschnitt 2.3.1 beschrieben, werden die Furniere im Standardprozess der Zierteilfertigung üblicherweise mit einem Vliesstoff kaschiert. Die Kaschierung dient dabei der Reduzierung der Biegesteifigkeit durch die Reduzierung der steiferen Holzschicht im wirksamen Querschnitt [81]. Der verwendete Vliesstoff mit der Herstellerbezeichnung P90-RAW besteht laut Herstellerangaben überwiegend aus langfaseriger Zellulose mit geringeren Anteilen an synthetischen Fasern [82]. Die Verfestigung des Vliesstoffes erfolgt über Wasserstrahlverwirbelung und dem zusätzlichen Einsatz von einem Latexbindemittel. In der Wasserstrahlverfestigung wird die Vorzugsrichtung des Vlieses fixiert. Dies führt zur Anisotropie der mechanischen Eigenschaften. Grundlegende Kennwerte des Vliesstoffes werden vom Hersteller angegeben (vgl. Tabelle 3.1).

**Tabelle 3.1** Herstellerangaben über mechanische Eigenschaften des Vliesstoffes laut technischem Merkblatt [82].

Flächengewicht	90 g/m <sup>2</sup>
Dicke	300 µm
Zugfestigkeit parallel zur Vorzugsrichtung	15 MPa
Zugfestigkeit senkrecht zur Vorzugsrichtung	10 MPa

Im Kaschierprozess werden die Schichten des Furniers und des Vliesstoffes über einen Phenolharz-Klebstoff verbunden und anschließend auf eine Gesamtdicke von 0,5 mm kalibriert (siehe Prozessschritte 1-3 in Abschnitt 2.3.1).



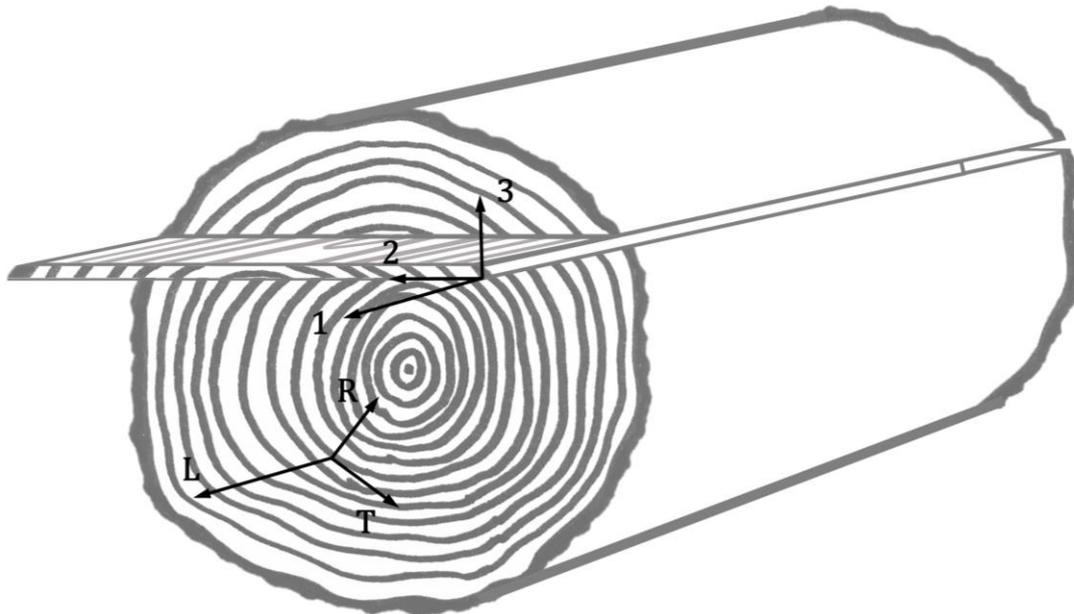
**Abbildung 3.1** Querschnitt des Furnierlaminats mit 50-facher Vergrößerung.

Bei der Kaschierung penetriert der Klebstoff in Holz und Vliesstoff, sodass die Einzelschichten in ihrer Mechanik nicht mehr separat betrachtet werden können (Abbildung 3.1). In GINDL et al. [83] und KONNERTH und GINDL [84] wurde gezeigt, dass Holz-Zellwände im Übergangsbereich einer Verklebung eine signifikant höhere Steifigkeit aufweisen. Daher erfolgt auch die Charakterisierung und die Materialmodellierung am Werkstoffverbund, der im Folgenden als Furnierlaminat bezeichnet wird. Dieses Vorgehen hat gleichzeitig den Vorteil eines reduzierten Messaufwandes bei der Ermittlung von Kennwerten für die Erstellung von Materialkarten im virtuellen Zerteil-Absicherungsprozess. Unter Normal Klima (20°C/65% relative Luftfeuchtigkeit) betrug die Materialfeuchte des Furnierlaminats 7% bei einer mittleren Dichte von 780 kg/m<sup>3</sup>.

### 3.2.1.2 Aufstellung des Versuchsprogramms

Wie in Abschnitt 2.4.3 beschrieben, wird Holz im Allgemeinen als orthotroper Werkstoff angenommen. Dabei unterscheiden sich die mechanischen Eigenschaften longitudinal zur Ausrichtung der Fasern (L), und radial (R) und tangential (T) zu den Jahrringen. Somit rotiert das orthotrope Koordinatensystem mit den Jahrringen im Stammquerschnitt (Abbildung 3.2). Für dünne Furnierschichten ist der Jahrringwinkel relativ zur Furnierebene jedoch nicht mehr zu unterscheiden (Abbildung 3.2). Zudem sind die elastischen Konstanten über die geringe Dicke des Furnieres nur mit hohem Aufwand zu bestimmen und unterscheiden sich weiterhin in den Einzelschichten des Laminats – Vliesstoff und Furnier. Daher wird das Material als transversal-isotrop angenommen. Das im Folgenden verwendete Koordinatensystem orientiert sich dabei relativ zur Materialebene des kaschierten Furniers, mit den beiden Hauptrichtungen parallel (1) und senkrecht (2) zur Holz-Faserrichtung in der Materialebene und der Dickenrichtung (3). Die Materialeigenschaften in den Richtungen 2 und 3 werden, gemäß der transversalen Isotropie, als gleich angenommen.

Die Eigenschaften des Werkstoffes sind somit rotationssymmetrisch um die Faserlängsachse. Wie zuvor in Abschnitt 3.2.1.1 beschrieben, ist auch der Vliesstoff ein Faserwerkstoff und besitzt eine Vorzugsrichtung. In dem hier verwendeten Koordinatensystem orientieren sich die Materialhaupttrichtungen an der Holzschicht. Somit ist im Kontext dieser Arbeit mit der Faserrichtung immer die Richtung der Holzfasern gemeint.



**Abbildung 3.2** Orthotropes L, R, T-Koordinatensystem am Stamm und transversal-isotropes 1, 2, 3-Koordinatensystem am Furnierquerschnitt.

Unter der Annahme der Isotropie in der 23-Ebene vereinfacht sich die orthotrope Nachgiebigkeitsmatrix aus Gleichung 2.31 wie folgt:

$$\begin{aligned}
 E_{22} &= E_{33}; \\
 G_{12} &= G_{13}; \\
 \nu_{12} &= \nu_{13}; \\
 \nu_{21} &= \nu_{31}; \\
 \nu_{23} &= \nu_{32}
 \end{aligned}
 \tag{3.1}$$

Das Elastizitätsgesetz lautet nun:

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_{11}} & -\frac{\nu_{21}}{E_{22}} & -\frac{\nu_{21}}{E_{22}} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\nu_{12}}{E_{11}} & \frac{1}{E_{22}} & -\frac{\nu_{23}}{E_{22}} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_{11}} & -\frac{\nu_{23}}{E_{22}} & \frac{1}{E_{22}} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \\ \tau_{12} \end{pmatrix}
 \tag{3.2}$$

$E_{11}$ ,  $E_{22}$  und  $\nu_{12}$  sind unter Normalbelastung im Zugversuch direkt bestimmbar. Aufgrund der Symmetriebedingung der Nachgiebigkeitsmatrix (siehe Gleichung 2.33) lässt sich  $\nu_{21}$  über die folgende Beziehung errechnen:

$$\nu_{21} = \frac{E_{22}}{E_{11}} \nu_{12} \quad 3.3$$

Im Scherversuch kann der Schubmodul  $G_{12}$  ermittelt werden. Der Schubmodul  $G_{23}$  ist über die geringe Dicke und die Einzelschichten des Laminats nur aufwendig bestimmbar und wird in dieser Arbeit unter der Schätzung von  $\nu_{23}$  auf Basis von Literaturwerten wie folgt berechnet:

$$G_{23} = \frac{E_{22}}{2(1 + \nu_{23})} \quad 3.4$$

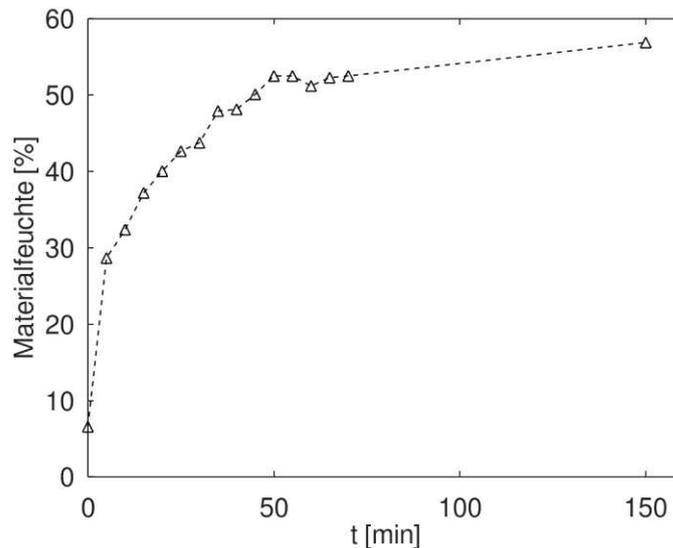
Damit können die zwölf elastischen Konstanten der orthotropen Nachgiebigkeitsmatrix auf fünf zu bestimmende Materialparameter zurückgeführt werden:  $E_{11}$ ,  $E_{22}$ ,  $\nu_{12}$ ,  $G_{12}$ ,  $G_{23}$ .

Neben den elastischen Parametern zur Befüllung des Nachgiebigkeitstensors sind Parameter zur Berücksichtigung der Lastgrenzen im Modell zu bestimmen. Dazu werden die Festigkeiten, definiert als die maximal gemessene Spannung, bestimmt. Die Zugfestigkeiten  $\sigma_{max,11}$  und  $\sigma_{max,22}$  und die dazugehörigen Bruchdehnungen  $\varepsilon_{max,11}$  und  $\varepsilon_{max,22}$  werden, in Abhängigkeit von der Belastungsrichtung, im Zugversuch ermittelt. Im Scherversuch erfolgt die Messung der Schubfestigkeit  $\tau_{max,12}$  und der maximalen Schubverzerrung  $\gamma_{max,12}$ . Neben den beschriebenen Kennwerten werden die vollständigen Spannungs-Dehnungskurven der durchgeführten Versuche aufgezeichnet. Anhand dieser Verläufe werden in Kapitel 5 die Parameter der Materialmodelle kalibriert.

### 3.2.1.3 Probenvorbehandlung im Wasserbad

Aufgrund der Veränderlichkeit von Materialfeuchte und -temperatur während des Umformprozesses, ist die Materialprüfung unter realistischen Umformbedingungen eine große Herausforderung. In vorangegangenen Studien wurden sehr unterschiedliche Verfahren angewandt, um umformrelevante Materialeigenschaften bei definierten Feuchtebedingungen zu messen. SRINIVASAN et al. [85] und CHANDA und BHATTACHARYYA [86] empfehlen Furnierverbundproben vor der Umformung in ein Wasserbad von 60-80°C über 60 s einzulegen. Die dabei erreichte Materialfeuchte lag in diesen Studien deutlich über dem Fasersättigungspunkt zwischen 40% und 50%. Die erhöhte Temperatur bei der Wasserlagerung führt zu einer beschleunigten Wasseraufnahme und einem reduzierten Rücksprungsverhalten nach der Verformung. In der Fertigung von Zerteilen sind Rücksprungeffekte weniger relevant, da die finale Fixierung der Form durch die Kunststoff-Verstärkungsschicht im nachgelagerten Spritzgussprozess erfolgt. Im Umformprozess entweichen bei Werkzeugtemperaturen um 140°C bereits große Mengen Wasser, ab dem Zeitpunkt des Einlegens des Rohteils in das Umformwerkzeug und über die Dauer des Schließvorgangs. Dieser Anteil an entweichendem Wasser ist im Nakajima-Test mit einem nach oben offenen Werkzeug noch größer. Daher wurde auch in der vorliegenden Arbeit, neben der Materialprüfung in Normalklimaumgebung (20°C/65% relative Luftfeuchtigkeit), die maximale Materialfeuchte als Klimazustand gewählt. Abbildung 3.3 zeigt exemplarisch die Wasseraufnahme

einer Probe im Wasserbad. Auf dieser Grundlage wurde ein Wasserbad über eine Dauer von 60 min für die Prüfung festgelegt, womit eine Materialfeuchte von ca. 52 % erreicht wurde. Die Proben wurden nach dem Wasserbad unmittelbar vor der Prüfung mit Zellstofftüchern abgetupft, um überschüssiges Wasser zu entfernen.



**Abbildung 3.3** Materialfeuchte einer Zugprobe als prozentualer Wasser-Masseanteil über die Zeit.

#### 3.2.1.4 Bestimmung mechanischer Parameter im Zugversuch

Die Bestimmung von E-Moduln, Querkontraktionszahlen und Festigkeiten erfolgte im Zugversuch. Die Probendimensionierung sowie die Durchführung der Zugversuche erfolgte in Anlehnung an Untersuchungen von Furnieren und Furnier-Verbundwerkstoffen in WAGENFÜHR und BUCHELT [74, 75, 87]. Die Probenabmessungen betragen  $120 \times 10 \text{ mm}^2$ , wobei die Messlänge zwischen den Klemmbanken 80 mm betrug. Um Kennwerte in den zuvor definierten Hauptrichtungen zu ermitteln, wurden Zugproben parallel und senkrecht zur Faserrichtung des Furniers zugeschnitten. Die Messungen erfolgten unter Normalklima ( $20^\circ\text{C}/65\%$  relative Luftfeuchtigkeit) und zusätzlich unter erhöhter Feuchtigkeit (siehe Abschnitt 3.2.1.3). Es wurden jeweils 10 Proben pro Richtung und Feuchtezustand getestet. Die Messung erfolgte an einer Universalprüfmaschine (Inspekt 10, Hegewald & Peschke, Nossen, Deutschland). Die Probekörper wurden über hydraulische Klemmbanken in die Prüfmaschine eingespannt. Nachdem der Kraftnullpunkt angefahren wurde, wurden die Proben mit konstanter Prüfgeschwindigkeit von 1 mm/min bis zum Bruch gezogen. Dabei wurde die Dehnung als relative Abstandsänderung zweier Messmarken parallel und senkrecht zur Belastungsrichtung mit einem optischen Messsystem (Video Extensometer ME 46, Messphysik, Fürstenfeld, Österreich) aufgezeichnet.

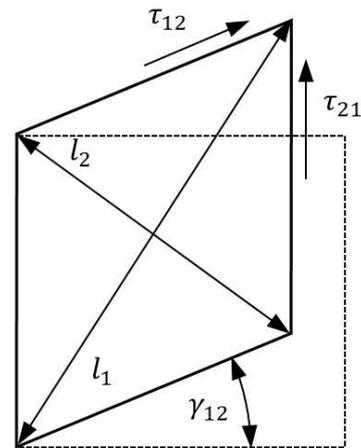
#### 3.2.1.5 Bestimmung mechanischer Parameter im Scherrahmenversuch

Die Prüfkörperherstellung sowie die Ermittlung von Schubmodul und Schubfestigkeit erfolgte im Scherrahmenversuch, in Anlehnung an die Messungen von KRÜGER et al. [88]. Die Belastung wurde dabei über einen Scherrahmen induziert, der in einer Universalprüfma-

schine verbaut war (Abbildung 3.4a). Die Probenform wurde mit einem Flachbett-Lasercutter aus den Furnierlaminatblättern geschnitten. Der Messbereich zwischen den Klemmbanken betrug  $10 \times 10 \text{ mm}^2$ . Die Faserrichtung des Furniers wurde dabei parallel zu den Kanten ausgerichtet.



(a)



(b)

**Abbildung 3.4** (a) Scherrahmen mit eingespannter Probe (b) Schubverzerrung des Messfeldes.

Die Kinematik des Scherrahmens war bis zu dem Punkt begrenzt, an dem sich die Rahmen-segmente berührten. Somit konnte die Gleitung nur bis zu einem maximalen Wert von 0,12 ausgewertet werden. Die Ermittlung der Schubverzerrung erfolgte mittels optischem Messsystem (Video Extensometer ME 46, Messphysik, Fürstenfeld, Österreich) über die Messung der relativen Längenänderung über die Diagonalen des Messbereiches  $\Delta l_1$  und  $\Delta l_2$  (Abbildung 3.4b). Die Gleitung  $\gamma_{12}$  berechnet sich damit über die Beziehung:

$$\gamma_{12} = \frac{|\Delta l_1| + |\Delta l_2|}{1 + |\Delta l_1| - |\Delta l_2|} \quad 3.5$$

Die Schubspannung wurde direkt aus dem Kraftsignal der Prüfmachine und dem wirksamen Querschnitt der Scherprobe berechnet. Der Schubmodul  $G_{12}$  wurde aus dem Anstieg des linearen Bereiches der Schubspannungs-Schubdehnungs-Kurve bestimmt.

## 3.2.2 Ergebnisse und Diskussion

### 3.2.2.1 Spannungs-Dehnungs-Verhalten im Zugversuch

Die Messergebnisse des Furnierlaminats unter Zugbelastung ergaben grundsätzlich ein hohes Anisotropie-Verhältnis in den Steifigkeiten und Festigkeiten (Tabelle 3.2, Tabelle 3.4). Dies zeigt zunächst, dass der Materialverbund durch die Holzschicht dominiert wird. Der Vergleich mit Referenzwerten von Vollholz unter Normalklima aus der Übersicht in Tabelle

3.3 zeigt aber, dass der E-Modul parallel zur Faserrichtung am Furnierlaminat deutlich niedriger ist. Dies ist auf die niedrigere Steifigkeit des Vliesstoffes zurückzuführen und bestätigt die Erkenntnisse aus BUCHELT und WAGENFÜHR [87].

**Tabelle 3.2** Messergebnisse der E-Moduln  $E_{ij}$  von Furnierlaminaten als Mittelwert  $\mu$  und Variationskoeffizient  $v$  aus  $n = 10$  Proben.

	Lastrichtung	$E_{ij}$		Anisotropie-Verhältnis
	$ij$	$\mu$ [MPa]	$v$ [%]	Lastrichtungen 11 : 22
Normalklima	11	6450	13	3,7 : 1
	22	1760	15	
Wasserlagerung	11	3540	11	9,3 : 1
	22	380	7	

**Tabelle 3.3** Literaturwerte der E-Moduln  $E_i$  von Eschen-Vollholz unter Normalklima in den orthotropen Richtungen longitudinal (L) zur Orientierung der Fasern sowie radial (R) und tangential (T) zu den Jahrringen.

Quelle	Lastrichtung	$E_i$	Anisotropie-Verhältnis
	$i$	[MPa]	Lastrichtungen $L : R : T$
CLAUß et al. [66]	L	8300	13,8 : 1,7 : 1
	R	1000	
	T	600	
NIEMZ und SONDEREGGER [1]	L	13000	15,9 : 1,8 : 1
	R	1500	
	T	820	
HEARMON [89]	L	15800	19,8 : 1,9 : 1
	R	1510	
	T	800	
BAUMANN [90]	L	8947	8,7 : 1,5 : 1
	R	1590	
	T	1033	

Die Zugfestigkeit von Eschenvollholz unter Normalklima wird bei WAGENFÜHR [91] parallel zur Faserrichtung im Bereich von 70 bis 293 MPa und senkrecht zur Faserrichtung mit 7,0 bis 11,2 MPa angegeben. Demgegenüber ist die Zugfestigkeit des Furnierlaminats in paralleler Faserrichtung leicht niedriger (Tabelle 3.4). Dies liegt daran, dass der Vliesstoff zwar den Querschnitt aufdickt, aber nicht substantiell zur Zugfestigkeit des Verbundes in dieser Richtung beiträgt. Senkrecht zur Faserrichtung ist die Zugfestigkeit des Furnierlaminats leicht höher als die von Vollholz. Hier deutet sich also eine Verstärkungswirkung des Vliesstoffes in Kombination mit dem Phenolharz an. Daher wird angenommen, dass die Laminierung die Anisotropie des Materials senkt.

**Tabelle 3.4** Messergebnisse der Zugfestigkeiten  $\sigma_{max,ij}$  von Furnierlaminaten als Mittelwert  $\mu$  und Variationskoeffizient  $v$  aus  $n = 10$  Proben.

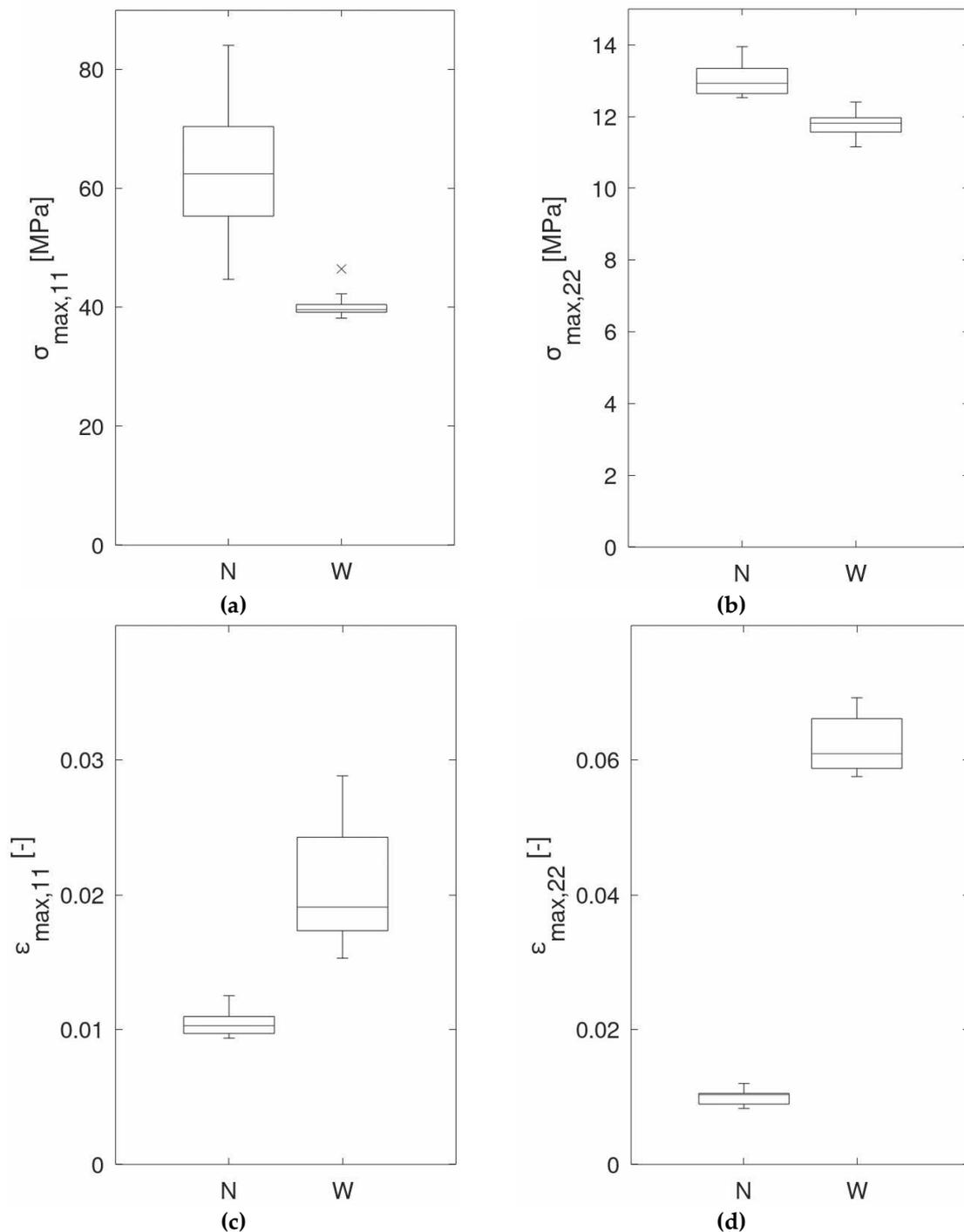
	Lastrichtung	$\sigma_{max,ij}$		Anisotropie-Verhältnis
	$ij$	$\mu$ [MPa]	$v$ [%]	Lastrichtungen 11 : 22
Normalklima	11	63	17	4,8 : 1
	22	13	4	
Wasserlagerung	11	40	6	3,3 : 1
	22	12	3	

**Tabelle 3.5** Messergebnisse der Bruchdehnungen  $\epsilon_{max,ij}$  von Furnierlaminaten als Mittelwert  $\mu$  und Variationskoeffizient  $v$  aus  $n = 10$  Proben.

	Lastrichtung	$\epsilon_{max,ij}$		Anisotropie-Verhältnis
	$ij$	$\mu$ [-]	$v$ [%]	Lastrichtungen 11 : 22
Normalklima	11	0,0105	10	1 : 1
	22	0,0100	11	
Wasserlagerung	11	0,0205	22	0,33 : 1
	22	0,0626	7	

Die Wasserlagerung beeinflusst die Kennwerte und deren Anisotropie in den Hauptrichtungen unterschiedlich. Grundsätzlich werden Festigkeit und E-Modul reduziert während die Dehnbarkeit ansteigt (Tabelle 3.2, Tabelle 3.4, Tabelle 3.5, Abbildung 3.5abcd). Dieses Verhalten ist von Holzwerkstoffen gut bekannt und in zahlreichen Studien belegt [67, 92, 93]. Die Bruchdehnung des Furnierlaminats verhält sich in den beiden Hauptrichtungen bei Normalklima mit einem Wert von 0,01 nahezu gleich (Tabelle 3.5). Eine deutliche Änderung des Anisotropie-Verhältnisses ist hier durch die Wasserlagerung zu beobachten. Während sich die Dehnbarkeit bis zum Bruch in Richtung parallel zur Faserrichtung verdoppelt, steigt sie in senkrechter Belastungsrichtung um den sechsfachen Wert (Abbildung 3.5c,d). Die starke Erhöhung der Bruchdehnung durch die Wasserlagerung, bei gleichzeitiger Senkung der Festigkeit, ist Ursache für die starke Reduktion des E-Moduls in Lastrichtung senkrecht zur Faserrichtung. Durch diesen Effekt ergibt sich eine deutliche Erhöhung des Anisotropie-Verhältnisses in den Steifigkeiten mit der Erhöhung der Feuchte (Tabelle 3.2).

Für einige Kennwerte wurde eine hohe Streuung gemessen, wie zum Beispiel bei der longitudinalen Festigkeit unter Normalklima, mit einem Variationskoeffizienten von 17% (Abbildung 3.5a, Tabelle 3.4). Die Ursache für derartige Verteilungen ist in der inhomogenen Holzstruktur begründet und für Holzwerkstoffe durchaus üblich.



**Abbildung 3.5** Boxplots der Zugfestigkeit bei Normalklima (N) und nach Wasserlagerung (W) parallel (a) und senkrecht zur Faserrichtung (b); Bruchdehnung parallel (c) und senkrecht zur Faserrichtung (d)

Viele Arbeiten befassten sich mit der messtechnischen Erfassung der Poissonzahlen von Holz für die Anwendung in numerischen Modellen. Dabei wurden auch die messtechnischen Herausforderungen bei der Erfassung der Poissonzahlen mit verschiedenen Methoden wie Zug- und Druckversuchen mit berührenden [94] und berührungslosen Dehnungsmessungen [65, 95] oder mit Ultraschallmessungen [96] diskutiert. Mit dem in dieser Arbeit verwendeten Versuchsaufbau konnte nur die Poissonzahl  $\nu_{12}$  bestimmt werden. Unter Normalklimabedingungen betrug der Wert für  $\nu_{12}$   $0,42 \pm 0,06$ . Die Querdehnung war in

der steiferen, parallelen Faserrichtung zu gering und daher nicht mit ausreichender Genauigkeit messbar. Daher wurde  $\nu_{21}$ , unter Annahme eines symmetrischen Nachgiebigkeitstensors, nach Gleichung 3.3 errechnet. Unter erhöhter Feuchte war die Querdehnung ebenfalls nicht bestimmbar. Die Werte variierten hier sehr stark, sodass kein signifikanter Kennwert abgeleitet werden konnte. Dieses Phänomen wurde bereits bei DIETZEL et al. [73] beschrieben. Als Ursache wurden dort Mikrorisse diskutiert, die sich durch die Quellung infolge der Wasseraufnahme öffnen. Die Öffnung und Schließung dieser Mikrorisse könnte als Scheindehnungen die wahre Querdehnung überlagern.



**Abbildung 3.6** Bruchbilder der Zugproben parallel (a) und senkrecht zur Faserrichtung (b)

Bei der Analyse der Bruchbilder ergab sich eine sehr klare Charakteristik. Unter der Belastung parallel zur Faserrichtung versagten alle Proben mit einem Riss senkrecht zur Faser-

richtung, innerhalb des Messbereiches von 80 mm (Abbildung 3.6a). Bei Zuglast in senkrechter Faserrichtung rissen alle Proben mit einem Riss parallel zur Faserrichtung (Abbildung 3.6b). Der faserparallele Bruch erfolgte dabei ausschließlich in einer Frühholzzone. Dieser Effekt ist ursächlich auf die weitlumigen Frühholzgefäße von Eschenholz zurückzuführen. Diese fungieren als eine Art Sollbruchstelle und definieren damit maßgeblich das strukturmechanische Verhalten des Materialverbundes bei äußerer Lasteinwirkung und Deformation. Die Einzelergebnisse des Zugversuchs sind im Anhang aufgeführt (Anhang A-1).

### 3.2.2.2 Spannungs-Dehnungs-Verhalten im Scherrahmenversuch

Der Scherrahmenversuch zeigte grundsätzlich die gleichen Gesetzmäßigkeiten, die bereits am Zugversuch beobachtet wurden. Unter der Berücksichtigung, dass die LR- und die LT-Ebene bei den Messungen am Furnierlaminat verschmiert sind (siehe Abschnitt 3.2.1.2), liegen die unter Normalklima gemessenen Werte des Schubmoduls (Tabelle 3.6) innerhalb der Streuung der Literaturdaten (Tabelle 3.7).

**Tabelle 3.6** Messergebnisse des Schubmoduls  $G_{12}$ , der Scherfestigkeit  $\tau_{12,max}$  und der Gleitung  $\gamma_{max,12}$  von Furnierlaminaten als Mittelwert  $\mu$  und Variationskoeffizient  $v$  aus  $n = 20$  Proben.

	Belastungs- ebene <i>ij</i>	$G_{12}$		$\tau_{max,12}$		$\gamma_{max,12}$	
		$\mu$ [MPa]	$v$ [%]	$\mu$ [MPa]	$v$ [%]	$\mu$ [-]	$v$ [%]
Normalklima	12	900	10	24	12	0,07	21
Wasserlagerung	12	270	12	>10	10	> 0,12	-

**Tabelle 3.7** Literaturwerte der Schubmoduln von Eschen-Vollholz unter Normalklima in der LR- und der LT-Ebene.

Quelle	Belastungsebene		$G_{ij}$ [MPa]
	<i>ij</i>		
CLAUß et al. [66]	LR		1468
	LT		1234
NIEMZ und SONDEREGGER [1]	LR		880
	LT		620
HEARMON [89]	LR		860
	LT		619
STAMER [97]	LR		1073
	LT		415

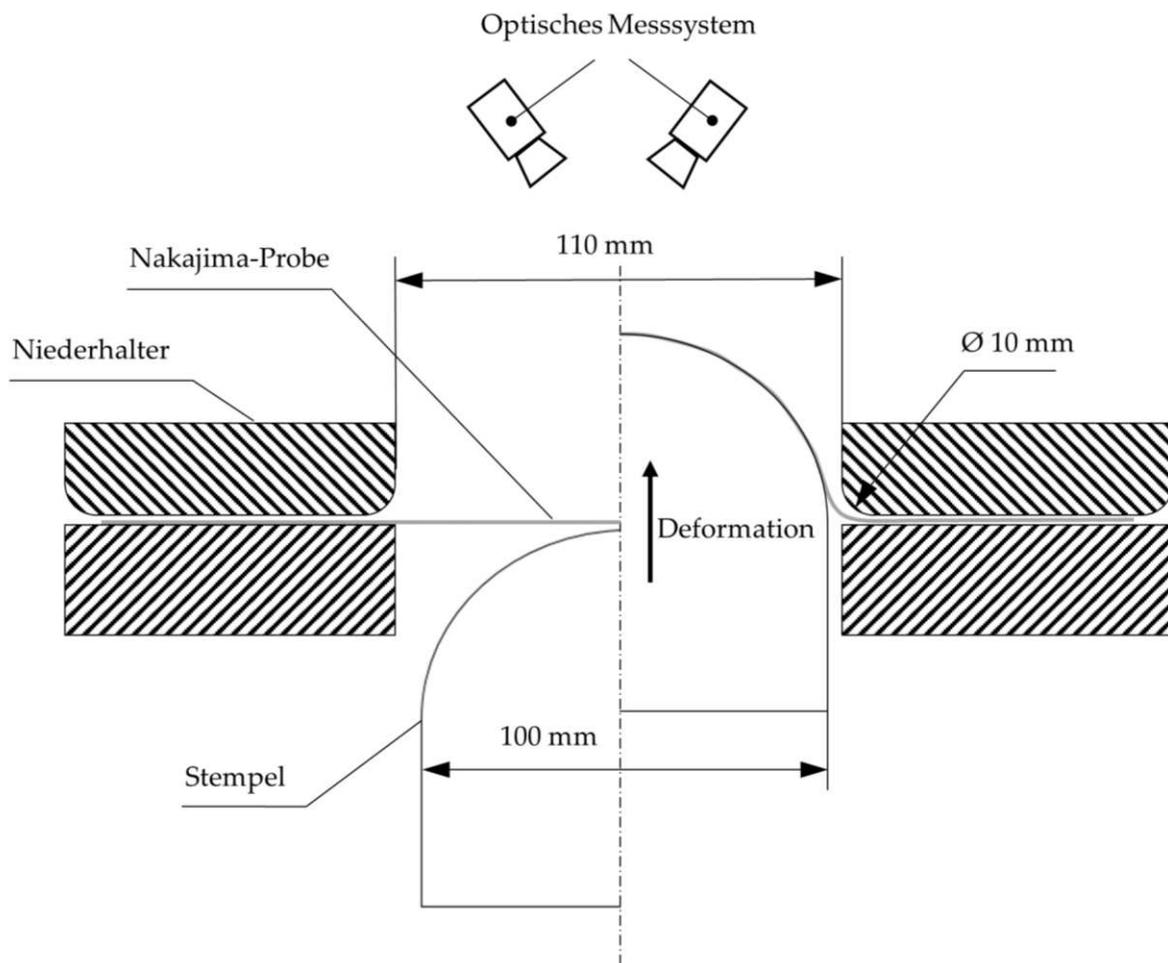
Die Wasserlagerung verursacht eine deutliche Reduzierung des Schubmoduls. Es wurde ebenfalls festgestellt, dass auch die Scherfestigkeit durch die erhöhte Materialfeuchte deutlich reduziert wird. Ein Messwert konnte aber nicht ermittelt werden, da die maximale Aus-

lenkung der Scherrahmensegmente erreicht war (entspricht  $\gamma_{max,12} = 0,12$ ), bevor die Proben vollständig versagten. An Stelle der maximal messbaren Schubverzerrung betrug die mittlere Scherspannung 10 MPa (Tabelle 3.6). Hier muss das Verhalten bei der Modellierung extrapoliert werden (siehe die Abschnitte 5.3.1.3 und 5.3.2.2).

### 3.3 Analyse der Umformgrenzen im Nakajimaversuch

#### 3.3.1 Versuchsaufbau

Zur Analyse der Umformgrenzen des Furnierlaminats unter variierenden Spannungszuständen wurde der Nakajima-Test durchgeführt. Dieser wird standardmäßig im Bereich der Umformtechnik nach DIN EN ISO 12004-2 [98] zur Charakterisierung des Grenzformänderungsverhaltens von Metallblechen angewandt [99]. Abbildung 3.7 zeigt den grundsätzlichen Versuchsaufbau.

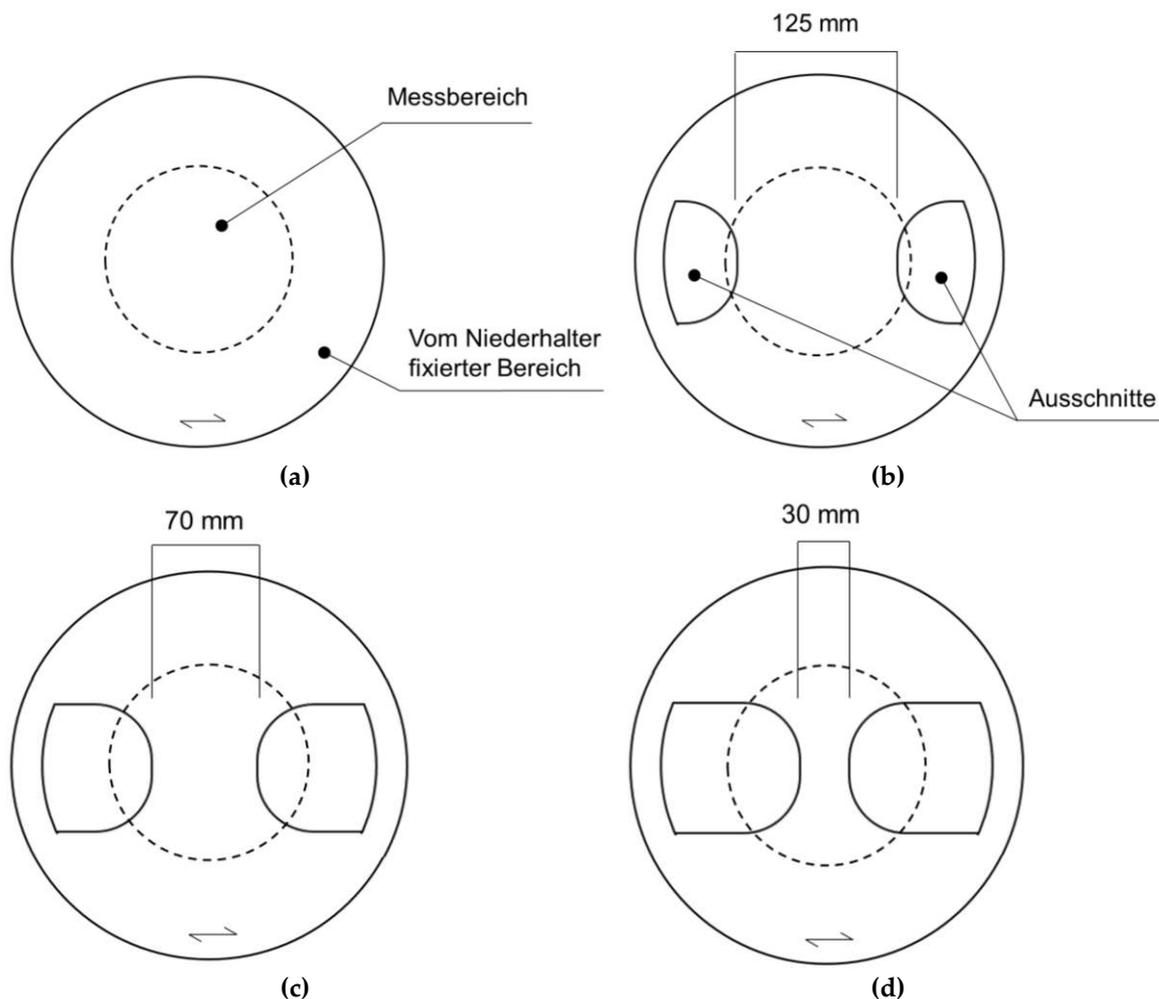


**Abbildung 3.7** Versuchsaufbau Nakajima-Test in Anlehnung an DIN EN ISO 12004-2.

Das Furnierlaminat wurde, mit der Furnierseite nach oben, auf einem Maschinentisch über einem kreisförmigen Ausschnitt platziert und mit einem Niederhalter fixiert. Ein halbkuelförmiger Stempel mit einem Durchmesser von 100 mm deformierte die Probe bis zum Bruch. Um die Reibung zwischen Stempel und Furnierlaminat zu minimieren, wurde eine

PTFE-Folie eingelegt. Ein optisches Messsystem (ARAMIS 2.3M, GOM GmbH, Deutschland) mit angeschlossener Bildkorrelationssoftware zeichnete über die Dauer des Experiments den Verformungsverlauf an der Probenoberfläche (Furnierseite) auf.

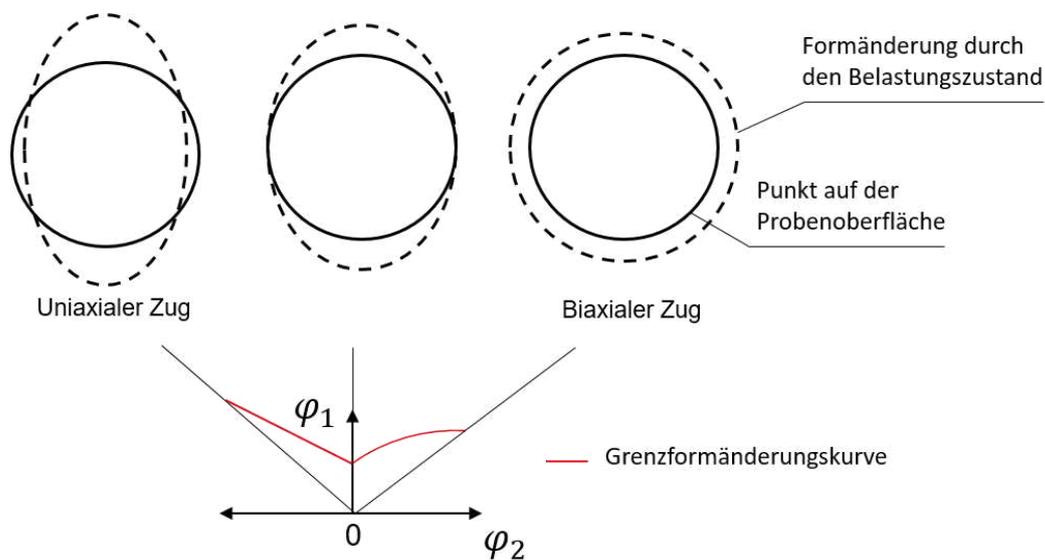
Es wurden unterschiedliche Probengeometrien zur Induzierung unterschiedlicher Spannungszustände eingesetzt [98]. Die Proben wurden entsprechend den Darstellungen aus Abbildung 3.8a-d mit einem Flachbett-Lasercutter angefertigt. Eine Vollprobe, mit der Bezeichnung S0, unterliegt bei der Deformation durch den Stempel einem biaxialen Belastungszustand (Abbildung 3.8a). Durch die Ausschnitte wurde die Stegbreite der Proben variiert. Damit ändert sich die Belastungsart von biaxialer zu einachsiger Zuglast, je schmaler diese Stegbreite zugeschnitten wird.



**Abbildung 3.8** Probengeometrien des Nakajima-Tests mit Variation der Stegbreiten über den Beschnitt: S0-Probe (a) S125-Probe (b) S70-Probe (c) S30-Probe (d)

Mit weißer Grundierung und schwarzem Sprühlack wurde ein stochastisches Muster auf die Probenoberfläche aufgebracht. Während des Deformationsvorgangs wurden Bilder der Probenoberfläche mit einer Messrate von 15 Hz aufgenommen. Über das aufgesprühtes Muster konnten auf den Bildern Pixeleinheiten unterschieden und, über die Bildkorrelationsmethode, relative Verschiebungen ausgewertet werden. In Übereinstimmung mit DIN EN ISO 12004-2 wurde das letzte Bild vor dem erkennbaren Riss für die Auswertung der

Dehngrenzen herangezogen. Für die Erstellung des klassischen Grenzformänderungsdiagramms (engl. Forming Limit Diagram, Abk.: FLD) werden die Dehngrenzen als Hauptumformgrad  $\varphi_1$  und Nebenumformgrad  $\varphi_2$  ausgewertet. Der Hauptumformgrad ist dabei die Dehnung parallel zum Probensteg, während der Nebenumformgrad senkrecht dazu ermittelt wird. Im Grenzformänderungsdiagramm wird dann durch die so gemessenen Punkte über die verschiedenen Spannungszustände von biaxialer zu uniaxialer Belastung eine Kurve gefittet. In der Umformung kann ein Material alle Dehnungszustände unterhalb dieser Kurve ertragen und alle Dehnungszustände oberhalb der Kurve bedeuten Materialversagen. Für ein isotropes Blech gilt exemplarisch die charakteristische Kurve aus Abbildung 3.9, wobei der ebene Spannungszustand bei  $\varphi_2 = 0$  am kritischsten ist.



**Abbildung 3.9** Formänderungen durch die Variation des Spannungszustandes und exemplarische Darstellung einer Grenzformänderungskurve am Beispiel eines Metallblechs

Entsprechend DIN EN ISO 12004-2, wo die Walzrichtung des Blechs als Hauptumformrichtung definiert wird, wurde diese für das Furnierlaminat senkrecht zur Faserrichtung angenommen, da hier höhere Dehnungen zu erwarten sind. Die Stegachse wurde entsprechend senkrecht zur Faserrichtung ausgerichtet.

Durch die strukturelle Heterogenität des Furnierlaminats tritt der Riss der Proben, im Gegensatz zu Blechen, nicht immer direkt in der Stempelmitte, d. h. am Ort des größten Tiefungsweges auf. Daher wurde nicht die konventionelle Methode zur Ermittlung des Grenzformänderungsdiagramms nach BRAGARD et al. [100] angewandt, sondern die Dehnung direkt an der Stelle ausgewertet, an der der Riss initiiert wurde.

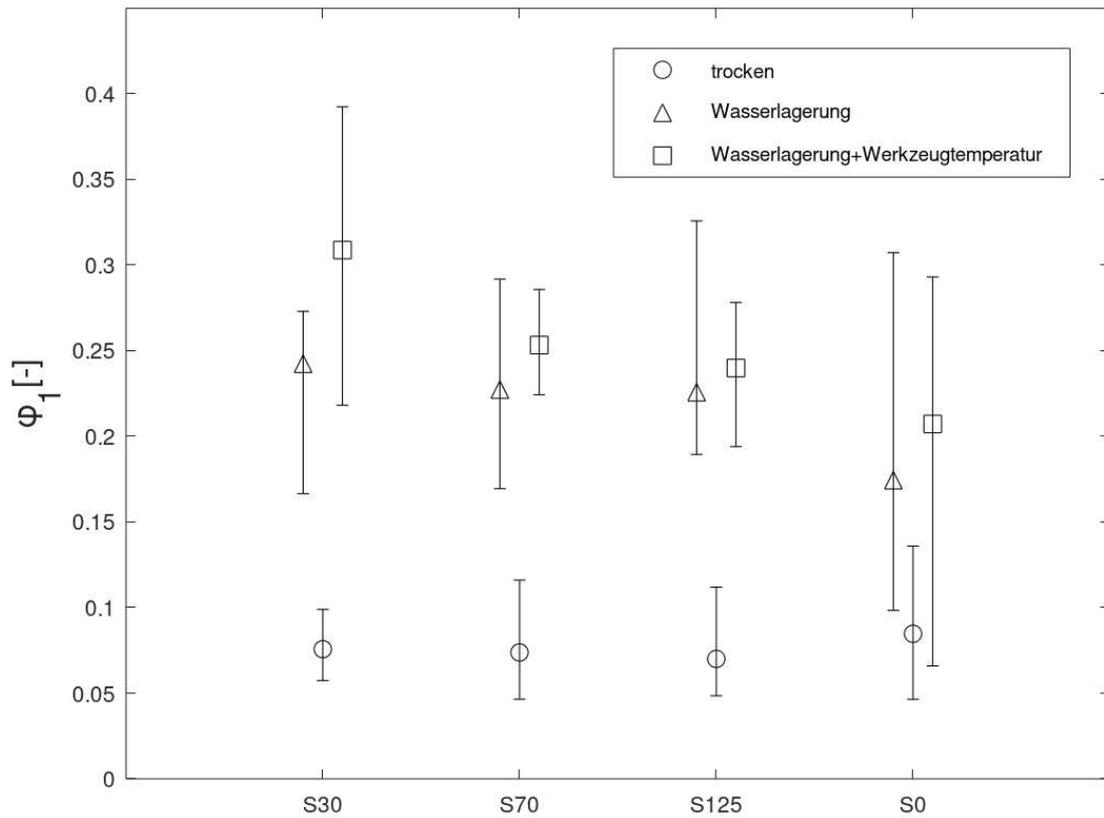
Der Nakajima-Test wird normalerweise zur Charakterisierung von Blechumformereigenschaften eingesetzt. Daher war das Prüflabor nicht mit einer Klimasteuerung ausgestattet, wie es für holzbasierte Materialien üblich wäre. Die Messung erfolgte daher unter Raumklima (nachfolgend als trocken bezeichnet) und zusätzlich nach Wasserlagerung entsprechend dem Vorgehen aus Abschnitt 3.2.1.3. In einer dritten Variante wurden wassergelagerte Proben gemessen, während Maschinentisch, Niederhalter und Stempel auf 140° C er-

hitzt waren. Diese Bedingungen entsprechen dem Verfahren im seriellen Zerteilfertigungsprozess mit aufgeheizten Umformwerkzeugen (siehe Abschnitt 2.3.1). Pro Variante wurden zehn Proben von jeder Geometrie gemessen und ausgewertet.

### 3.3.2 Ergebnisse und Diskussion

Bei der Ermittlung von Dehngrenzen von Blechen am Nakajima-Test wird nach DIN EN ISO 12004-2 das Grenzformänderungsdiagramm erstellt. Dies war für das in dieser Arbeit charakterisierte Furnierlaminat nicht möglich. Aufgrund der sehr geringen Dehnungen in Richtung parallel zur Faserrichtung war der Nebenumformgrad nicht signifikant bestimmbar. Die Streuung war hier sehr groß und es ergaben sich teilweise Messwerte, die nicht physikalisch begründet sein konnten, wie zum Beispiel negative Dehnungen an der Vollprobe. Dieses Messproblem trat bereits bei der Bestimmung der Querkontraktion am Zugversuch mit Lastrichtung senkrecht zur Faserrichtung auf (Abschnitt 3.2.2.1). Somit konnte keine klassische Grenzformänderungskurve erstellt werden.

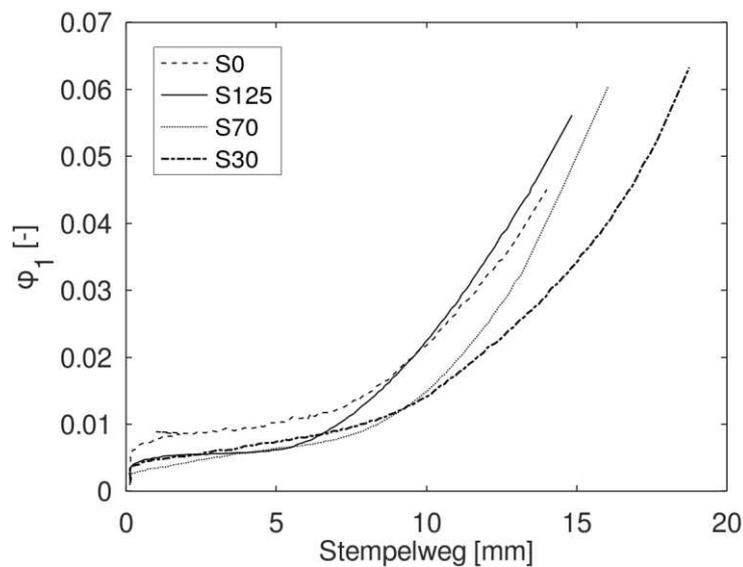
Es konnten aber dennoch grundsätzliche Unterschiede im Umformverhalten zwischen den Feuchte- und Temperaturstufen sowie zwischen den unterschiedlichen Probengeometrien bei der Auswertung des Hauptumformgrades festgestellt werden. Durch die relativ große Variation konnte für die trockene Testserie kein signifikanter Unterschied zwischen den Probengeometrien gefunden werden. Für die wassergelagerten Proben und für die Umformung mit wassergelagerten Proben bei temperierten Werkzeugen stieg der Hauptumformgrad von biaxialer Belastung zu einachsigen Zug an (Abbildung 3.10). Dieses Verhalten ist bedingt durch die hohe Anisotropie des Furnierlaminats. Das Tiefziehen des Materials wurde durch die hohe Steifigkeit in longitudinaler Faserrichtung behindert. Je weiter die Einspannung durch den Beschnitt der Probe reduziert wurde, desto besser konnte das Material seine Dehnungskapazität in senkrechter Faserrichtung (Hauptumformrichtung) ausschöpfen.



**Abbildung 3.10** Hauptumformgrad im Nakajima-Versuch in Abhängigkeit des Feuchte- und Temperaturzustandes und der Probengeometrie als Mittelwert mit 95%-Konfidenzintervall

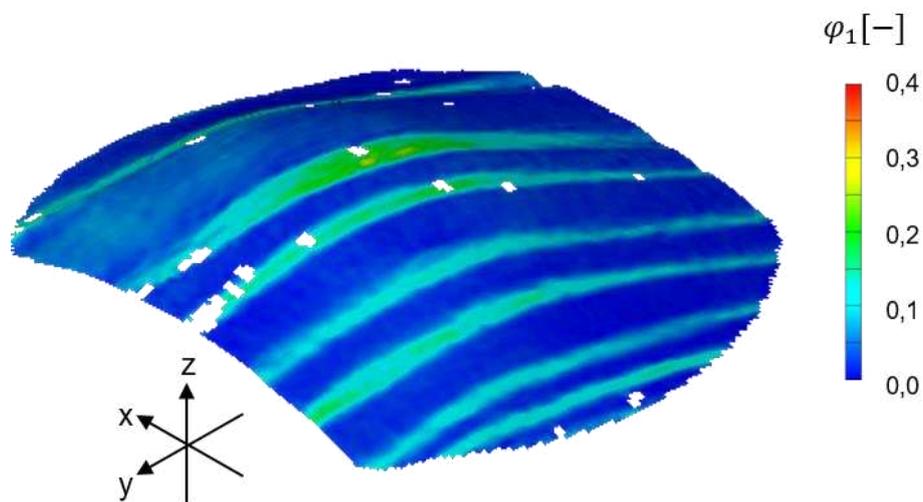
Die erhöhte Dehnbarkeit durch die Wasserlagerung wurde bereits in Zug- und Scherver-such beobachtet und bestätigte sich auch unter Umformbedingungen im Nakajima-Test (Abbildung 3.10). Zudem zeigte der Versuch die klare Überlegenheit der Kombination aus erhöhter Feuchtigkeit und Temperatur für den Umformprozess. Mit den erhitzten Werkzeugflächen wurden deutlich höhere Dehngrenzen erreicht. Der milde hydrolytische Aufschluss von Lignin- und Zellulosebindungen führt zu einem Aufweichungseffekt in den Zellwänden, der die höhere Umformbarkeit ermöglicht [101–105].

Die Auswertung der Dehnungsentwicklung über dem Stempelweg zeigte ebenfalls den Anstieg der Umformbarkeit von S0 zu S30 (Abbildung 3.11). Dabei zeigten alle Kurven ein stark nichtlineares Verhalten. Zu Beginn der Deformation mit dem ersten Stempelkontakt stieg die Dehnung sprunghaft an. Dieses Phänomen ist auf interne Ausrichtungseffekte im Material zurückzuführen, wie der Glättung der leicht welligen Oberfläche und der Öffnung von Mikrorissen. Anschließend folgte ein linear-elastischer Anstieg der Dehnung, gefolgt von einem großen plastischen Bereich bis zum Bruch.

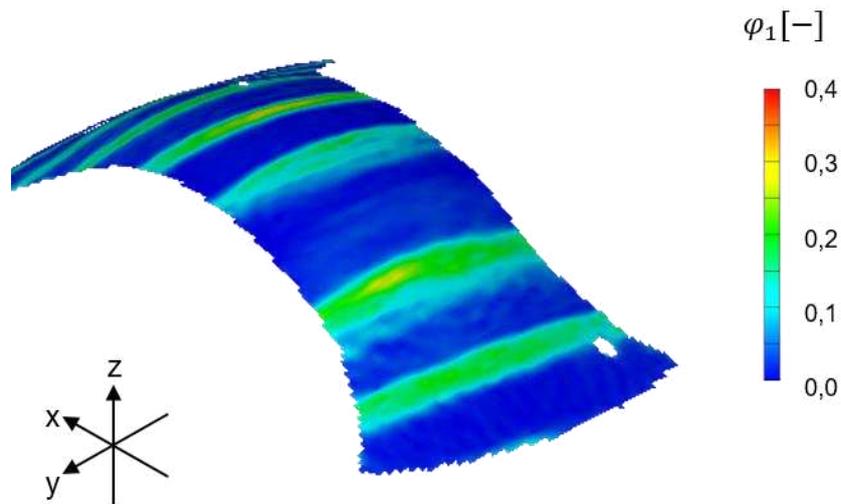


**Abbildung 3.11** Hauptumformgrad über Stempelweg der Test-Serie nach Wasserlagerung und mit erhitzten Werkzeugflächen (Mittelwerte aus n=10 Proben).

Die Dehnfeldanalyse über die gesamte Prüffläche zeigte die starke Heterogenität des Materials in der Dehnungsverteilung. Die Dehnung konzentrierte sich hauptsächlich auf die Frühholzonen (Abbildung 3.12, Abbildung 3.13). Dies ist zum einen in dem chemisch-physikalischen Aufbau des Frühholzgewebes begründet. Zum anderen konnten sich die weiten Gefäße des Frühholzes mit der rückseitigen Verstärkung des Vliesstoffes öffnen, was zu der deutlichen Dehnungskonzentration geführt hat.

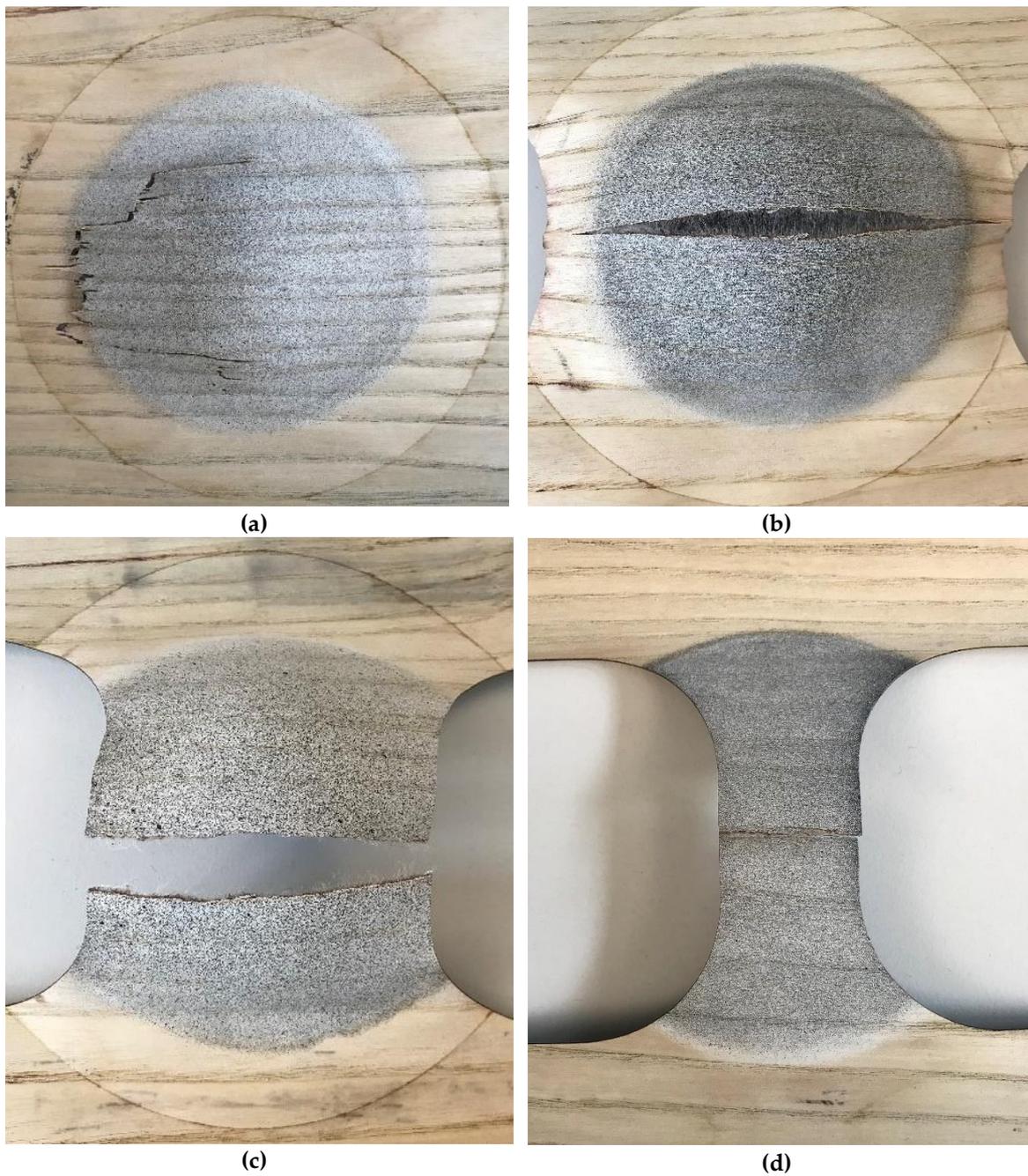


**Abbildung 3.12** Dehnungsverteilung an der S0-Probe unter erhöhter Feuchtigkeit und Temperatur (Stempelweg = 13 mm).



**Abbildung 3.13** Dehnungsverteilung an der S30-Probe unter erhöhter Feuchtigkeit und Temperatur (Stempelweg = 18 mm).

Die Abhängigkeit des Deformations- und Versagensverhaltens des Furnierlaminats zeigte sich auch in der Analyse der Bruchbilder. Bei umlaufender Einspannung der S0-Probe entstand der Riss häufig außerhalb der Mitte und setzte sich über die Frühholzzonen entlang der Deformation des kugelförmigen Stempels fort (Abbildung 3.14a). Bei der Probe S125 entstanden zunächst Risse an den Probenkanten, in den Frühholzzonen zu Beginn der Ausschnitte. Anschließend kam es zum Riss in einer Frühholzzone in der Probenmitte (Abbildung 3.14b). Die S70-Probe sowie die S30-Probe versagten mit einem einzelnen Riss in der Probenmitte (Abbildung 3.14c,d). Die Rissentwicklung aller Proben fand nahezu ausschließlich über die Frühholzzonen statt und setzte sich parallel zur Faserrichtung fort. Grundsätzlich war die Dehnung am Punkt der Rissentstehung höher verglichen mit der mittleren Dehnung  $\bar{\varphi}_1$  aus dem gesamten Messbereich (Tabelle 3.8).



**Abbildung 3.14** Charakteristische Bruchbilder der unterschiedlichen Nakajima-Probengeometrien S0 (a), S125 (b), S70 (c), S30 (d).

**Tabelle 3.8** Messergebnisse des Stempelweges bis zum Bruch  $z$  und des Hauptumformgrades von Furnierlaminaten an der Stelle der Rissentstehung  $\varphi_1$  und als Mittelwert über das gesamte Prüffeld  $\bar{\varphi}_1$  als Mittelwert  $\mu$  und Variationskoeffizient  $v$  aus  $n = 10$  Proben.

Klimatisierung	Parameter	S0	S125	S70	S30		
Trocken (Raumklima)	$z$	$\mu$ [mm]	7.40	7.09	7.45	7.78	
		$v$ [%]	3	4	4	2	
	$\bar{\varphi}_1$	$\mu$ [-]	0.011	0.010	0.011	0.013	
		$v$ [%]	9	11	11	6	
	$\varphi_1$	$\mu$ [-]	0.085	0.070	0.074	0.076	
		$v$ [%]	39	22	33	19	
	Wasserlagerung	$z$	$\mu$ [mm]	16.25	17.05	18.62	17.84
			$v$ [%]	12	11	12	6
$\bar{\varphi}_1$		$\mu$ [-]	0.043	0.051	0.056	0.060	
		$v$ [%]	16	21	15	20	
$\varphi_1$		$\mu$ [-]	0.174	0.226	0.227	0.242	
		$v$ [%]	44	23	19	9	
Wasserlagerung + Werkzeugtemperatur		$z$	$\mu$ [mm]	14.00	14.84	16.07	18.75
			$v$ [%]	12	3	3	6
	$\bar{\varphi}_1$	$\mu$ [-]	0.045	0.056	0.060	0.063	
		$v$ [%]	29	8	4	16	
	$\varphi_1$	$\mu$ [-]	0.207	0.240	0.253	0.308	
		$v$ [%]	39	13	8	20	

### 3.4 Schlussfolgerungen

An Zug- und Scherversuchen wurden Elastizitätsmoduln, Schubmoduln, Poissonzahlen, Bruchdehnungen und Festigkeiten als Eingangsgrößen für das Materialmodell bestimmt. Aufgrund der flächigen Ausdehnung des Furnierlaminats wurden die Messungen in der Ebene parallel und senkrecht zur Faserrichtung durchgeführt. Es zeigte sich, dass sich der Materialverbund in der Höhe der Kennwerte und der Ausprägung der Anisotropie im Wesentlichen wie ein Furnier verhält. Dennoch bewirkt der Vliesstoff eine Reduzierung der Anisotropie verglichen mit Messdaten aus der Literatur für Vollholz. Die Streuung der Messergebnisse auf Basis von 10 bzw. 20 Einzelergebnissen lag im üblichen Bereich für Holzwerkstoffe. Die Abweichungen sind auf die inhomogene Holzstruktur, insbesondere die ausgeprägten Dichteunterschiede von Eschen-Früh- und Spätholz, zurückzuführen. Die Wasserlagerung der Proben bewirkte die erwartete Reduzierung der Steifigkeit und Festigkeit und die Erhöhung der Bruchdehnung. Diese Parameter entsprechen den Eigenschaften der Furnierlaminats vor der Umformung. Mit diesem Versuchsprogramm können bereits die Parameter eines Materialmodells für Furnierlaminats, bei vergleichsweise geringem Messaufwand, ermittelt werden. In Kapitel 5 wird gezeigt, wie auf Basis dieser Messungen ein vollständiges Parameterset, unter Abschätzung des Druckverhaltens und des Scherverhaltens über den gemessenen Lastbereich hinaus, erzeugt werden kann.

Zum tieferen Verständnis des Umformvorgangs wurde zudem der Nakajima-Versuch durchgeführt. Im Nakajima-Versuch, der hier erstmals auf Holzwerkstoffe angewandt wurde, konnten die Verformungsgrenzen des Furnierlaminats ermittelt werden. Aufgrund der sehr geringen Dehnfähigkeit parallel zur Faserrichtung kann für Furniere kein Nebenumformgrad und somit kein Grenzformänderungsdiagramm bestimmt werden. In der Analyse des Hauptumformgrades zeigte sich jedoch die Zunahme der Dehnung von biaxialer zu einachsiger Zugbelastung. Des Weiteren konnte die Überlegenheit von erhöhter Feuchtigkeit und Temperatur für den Umformprozess im Nakajima-Test beobachtet werden. Die Durchführung des Experiments mit wassergelagerten Proben und erhitztem Stempel und Niederhalter kommt dabei den Bedingungen bei der seriellen Umformung sehr nahe. Damit kann die hier vorgestellte Methodik zur Untersuchung unterschiedlicher Ansätze zur Erhöhung der Verformungseigenschaften von Furnierwerkstoffen eingesetzt werden, wie zum Beispiel durch Modifikationsmethoden in FRANKE et al. [21]. Zudem kann dieser Versuch als Validierungsszenario für numerische Modelle zur simulativen Abbildung der Umformung eingesetzt werden, was in Abschnitt 6.3 gezeigt wird.

Die experimentelle Analyse des strukturmechanischen Verhaltens von Furnierlaminaten zeigte, dass die starke Ausprägung der Jahrringe von Eschenholz großen Einfluss auf das Versagensverhalten des Materials hat. So fungiert die Frühholzzone als eine Art Sollbruchstelle bei einachsiger Belastung senkrecht zur Faserrichtung, ist aber auch maßgebend für das Versagensverhalten unter dreidimensionaler Belastung. Zudem ist die Dichtevariation von Früh- und Spätholz verantwortlich für die hohe Variabilität der mechanischen Eigenschaften. Für die Generierung verlässlicher Aussagen über die serielle Umformbarkeit des Eschenholzfurnierlaminats in eine Bauteilgeometrie mithilfe numerischer Simulationen muss dieser Effekt modellseitig berücksichtigt werden (siehe Kapitel 5).

## 4 Materialmodell für Furnierlaminare

### 4.1 Einleitung

Aus der messtechnischen Charakterisierung des vliesstoffkaschierten Furniers und den phänomenologischen Betrachtungen aus Kapitel 3 folgt die Überführung in ein Materialmodell. Die numerischen Anforderungen an das Materialmodell ergeben sich aus den Rahmenbedingungen des Prozesses der Bauteilabsicherung in der Fahrzeugentwicklung. Die numerischen Simulationen der Umformung von Furnierlaminaten werden mit dem FEM-Programm LS-DYNA durchgeführt. Dieses wird sowohl in der quasi-statischen Umformsimulation als auch in der expliziten Berechnung von Problemen der Kurzzeitdynamik, wie z. B. Crash-Lastfällen, eingesetzt und eignet sich insbesondere für die Berechnung nichtlinearer Probleme. Ein Materialmodell zur Absicherung des Umformprozesses von Holzoberflächen muss also in die LS-DYNA-Umgebung integriert sein. Zur Berücksichtigung des generellen, anisotropen, nichtlinearen Spannungs-Dehnungs-Verhaltens des Furnierlaminats wurde auf ein Materialmodell aus der umfangreichen Bibliothek von LS-DYNA zurückgegriffen. Die bereitgestellten Modelle bieten den Vorteil, dass sie vielfach angewandt werden und durch stetige Verbesserung der Entwickler sehr stabil rechnen.

Die in Kapitel 3 beschriebenen Eigenschaften entsprechen grundsätzlich klassischen Modellierungsansätzen für unidirektionale faserverstärkte Kunststoffe. Diese zeichnen sich dadurch aus, dass Kräfte entweder in Faserrichtung durch Fasern mit hoher Steifigkeit oder in transversaler Richtung durch das Matrixmaterial niedrigerer Steifigkeit übertragen werden [106]. Für die Simulation von faserverstärkten Kunststoffen bietet die LS-DYNA-Bibliothek eine Vielzahl an unterschiedlichen Materialmodellen. Einen Vergleich unterschiedlicher Komposit-Materialmodelle wurde von SCHWEIZERHOF et al. [107] durchgeführt. Dort wurden unterschiedliche Versagenskriterien anhand von Ein-Element-Tests in Ein- und Mehrschicht-Modellen diskutiert. Dabei erfüllt das \*MAT\_058 (Keyword: \*MAT\_LAMINATED\_COMPOSITE\_FABRIC) die grundsätzlichen Kriterien zur Erfassung der Charakteristik von kaschierten Furnieren. \*MAT\_058 bietet, neben den richtungsabhängigen Eingangsgrößen der E-Moduln und Festigkeiten, Optionen für verschiedene Versagensflächen sowie die Berücksichtigung von nichtlinearer Materialschädigung. Die Umsetzung dieser Eigenschaften im Modell sowie deren Anwendung auf das Furnierlaminat werden nachfolgend beschrieben.

### 4.2 Idealisierung des Furnierlaminats in ein Kontinuumsmodell

Aus der phänomenologischen Betrachtung des Materialverhaltens ergeben sich durch schrittweise Idealisierung die Beziehungen von Spannungen und Dehnungen. In dem vorgestellten Ansatz werden Eigenschaften, die in der Mikrostruktur der Holzschicht sowie den unterschiedlichen Laminatschichten begründet sind, in ein homogenes Volumen mit konstanter Dichte überführt (siehe Abschnitt 2.4).

Um den Aufwand für Materialprüfungen und Modellaufbau gering zu halten, wurde das Material in Kapitel 3 im Verbund charakterisiert. Die Einflüsse der Einzelschichten auf die

Mechanik können daher nicht auseinandergelassen werden und werden somit auch im Modell nicht einzeln berücksichtigt. Der Verbund aus Furnier, Vliesstoff und Klebstoff wird in seiner Steifigkeit und Festigkeit durch die Furnierschicht dominiert. Der Vliesstoff reduziert dabei lediglich leicht das Anisotropie-Verhältnis, je nach Orientierung der Vorzugsrichtung zur Faserrichtung des Furniers (siehe Abschnitt 3.2.2.1). Das Material wird also zunächst als homogener, unidirektionaler Faserwerkstoff angenommen.

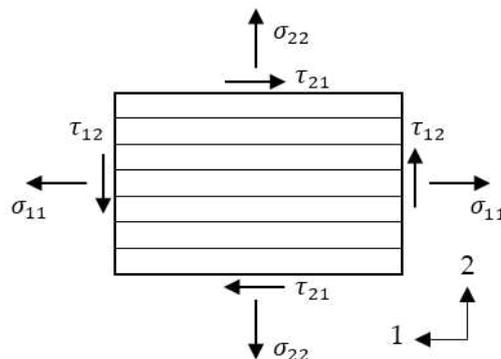
Wie in Abschnitt 3.2.1.2 beschrieben, wird das Material als transversal-isotrop angenommen, wobei die Einflüsse des Jahrringwinkels verschmiert werden. Aufgrund dieser Überlegung, und der räumlichen Ausdehnung des Materials als Fläche mit geringer Dicke, wird für das Kontinuum ein ebener Spannungszustand angenommen. Dabei gilt:

$$\sigma_{33} = 0, \tau_{13} = 0, \tau_{23} = 0 \quad 4.1$$

Dadurch vereinfacht sich der Nachgiebigkeitstensor (siehe Abschnitt 2.4.3) zu:

$$\mathbf{D} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_{11}} & -\frac{\nu_{12}}{E_{11}} & 0 \\ -\frac{\nu_{21}}{E_{22}} & \frac{1}{E_{22}} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \quad 4.2$$

Im ebenen Spannungszustand wirken Normal- und Schubspannungen an den Rändern eines freigeschnittenen Flächenelementes (Abbildung 4.1).



**Abbildung 4.1** Spannungen am freigeschnittenen ebenen Element.

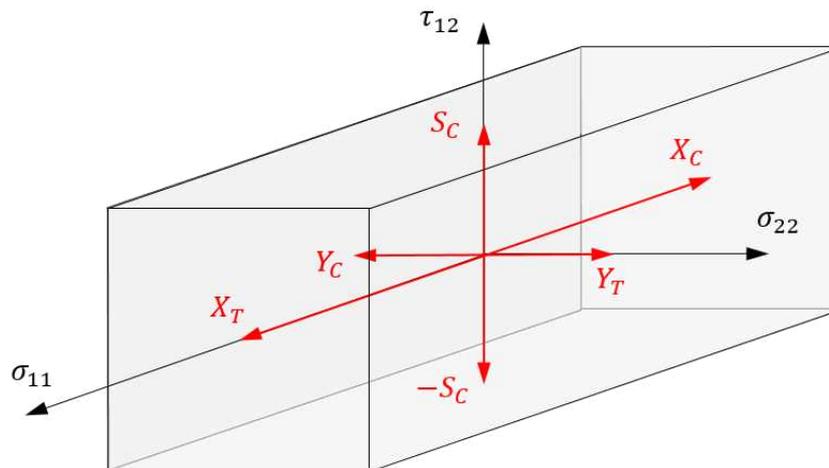
Die vorgenommene Idealisierung erlaubt die Simulation mit einem Materialmodell mit homogenen Eigenschaften. Die Einflüsse der Einzelschichten sowie Inhomogenitäten, die aus der inkonstanten Verteilung der Dichte resultieren, sind in dieser Betrachtungsweise zunächst verschmiert.

### 4.3 Formulierung von Versagensmechanismen

Alle Versagensmoden resultieren aus den möglichen Spannungszuständen des zweidimensionalen Kontinuums und folgen aus den Beobachtungen aus Kapitel 3. Das verwendete Materialmodell \*MAT\_058 bietet zur Berücksichtigung von Materialversagen drei Versagenshypothesen. Das Versagenskriterium nach HASHIN [106] erwartet für unidirektionale

Lamine in den Matrix-Moden eine Kopplung der Normalspannung mit der Schubspannung, während die Faser-Moden davon unabhängig sind. Dies führt zu einer faserparallelen Röhrenform der Versagensfläche. In Erweiterung dieses Ansatzes wird eine Option für die volle quadratische Abhängigkeit der Normalspannungen mit der Schubspannung bereitgestellt. Diese Eigenschaft wird vor allem für Textilien, wie z. B. Gewebe angewandt.

Die Messung von kombinierten Spannungszuständen an Furnieren ist aufgrund des komplexen Bruchverhaltens und der sehr niedrigen Dehnungen in Richtung parallel zur Holzfaserrichtung, insbesondere für das stark heterogene Eschenholz-Furnier, eine große Herausforderung (Siehe Abschnitt 3.3.2). Daher wurde in der vorliegenden Arbeit der Einfluss der Schubspannungen auf die Normalspannungen nicht untersucht. Somit wurde mit der dritten Option von Versagensmodellen in \*MAT\_058 ein Maximalspannungskriterium angewandt. Alle Spannungen sind dabei entkoppelt. Das Versagen wird bei Erreichen der Maximalspannungen in longitudinaler Richtung X oder transversaler Richtung Y, unter Zug- (Index T) oder Druckbelastung (Index C) oder durch Schubspannungen  $S_c$  ausgelöst. Dabei können für  $X_T$ ,  $X_C$ ,  $Y_T$ ,  $Y_C$  und  $S_c$  experimentell bestimmte Festigkeiten eingesetzt werden. Die daraus resultierende Versagensfläche überschätzt die Versagensgrenzen bei kombinierten Spannungszuständen (Abbildung 4.2). Dies ist für spätere Analysen der Umformbarkeit in der Simulation zu berücksichtigen.

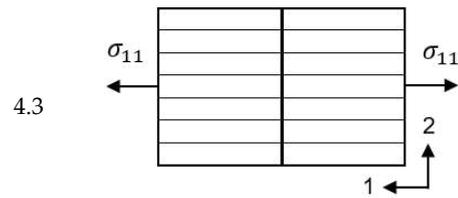


**Abbildung 4.2** Versagensfläche des Maximalspannungskriteriums

Aus der Betrachtung des anisotropen, ebenen Elements ergeben sich fünf Schädigungsmodi mit unterschiedlichen Versagensarten. Das Versagen wird im Modell identifiziert, wenn das entsprechende Versagenskriterium  $e_{1/2,C/T}^2$  den Wert 0 annimmt.

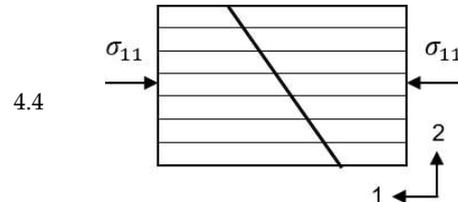
Mode I: Zugversagen longitudinal  $\sigma_{11} > 0$

$$e_{1,T}^2 = \left(\frac{\sigma_{11}}{X_T}\right)^2 - 1$$



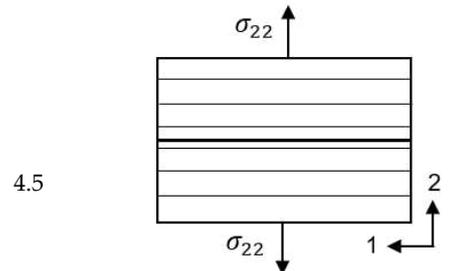
Mode II: Druckversagen longitudinal  $\sigma_{11} < 0$

$$e_{1,C}^2 = \left(\frac{\sigma_{11}}{X_C}\right)^2 - 1$$



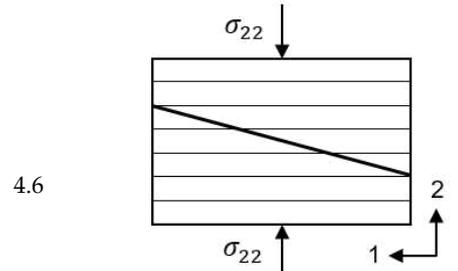
Mode III: Zugversagen transversal  $\sigma_{22} > 0$

$$e_{2,T}^2 = \left(\frac{\sigma_{22}}{Y_T}\right)^2 - 1$$



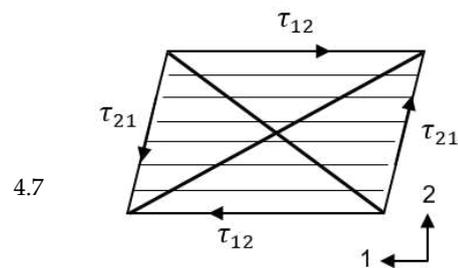
Mode IV: Druckversagen transversal  $\sigma_{22} < 0$

$$e_{2,C}^2 = \left(\frac{\sigma_{22}}{Y_C}\right)^2 - 1$$



Mode V: Scherversagen ( $|\tau_{12}| > 0$ )

$$e_{12,S}^2 = \left(\frac{|\tau_{12}|}{S_C}\right)^2 - 1$$



#### 4.4 Formulierung von nichtlinearen, konstitutiven Beziehungen

Messungen aus Abschnitt 3.2 haben gezeigt, dass sich Furnierlaminare deutlich nichtlinear verhalten, insbesondere unter Schubbelastung. Die Schädigung wird in \*MAT\_058 in Abhängigkeit vom Belastungszustand berücksichtigt. Eine umfassende Beschreibung des Schädigungsansatzes inklusive der Berücksichtigung von Ratenabhängigkeiten durch thermomechanische Effekte wird in MATZENMILLER et al. [108] gegeben.

Der klassische kontinuumsmechanische Ansatz zur Modellierung von Materialschädigungen ersetzt die Nominalspannung  $\sigma$  nach dem Hooke'schen Gesetz durch die effektive Spannung  $\hat{\sigma}$ . Es gilt der Zusammenhang:

$$\hat{\sigma} = \mathbf{M}\sigma \quad 4.8$$

mit:

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} \frac{1}{1 - \omega_{11}} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{1 - \omega_{22}} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{1 - \omega_{12}} \end{bmatrix} \quad 4.9$$

$\mathbf{M}$  ist der Schädigungsoperator und enthält die internen Schädigungsvariablen  $\omega_{ij}$ .  $\omega_{ij}$  nimmt dabei Werte zwischen 0 und 1 an, wobei 0 für das vollständig elastische Material steht und 1 die vollständige Schädigung des Materials bedeutet. Für die Beziehung von Spannung und Dehnung gilt nun:

$$\varepsilon = \mathbf{M}\mathbf{D}\hat{\sigma} \quad 4.10$$

Aus den Gleichungen 4.2 und 4.9 wird so:

$$\mathbf{D}(\omega_{ij}) = \begin{bmatrix} \frac{1}{(1 - \omega_{11})E_{11}} & \frac{\nu_{12}}{E_{11}} & 0 \\ \frac{\nu_{21}}{E_{22}} & \frac{1}{(1 - \omega_{22})E_{22}} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{(1 - \omega_{12})G_{12}} \end{bmatrix} \quad 4.11$$

Dessen inverse Form ergibt sich zu:

$$\mathbf{C}(\omega_{ij}) = \frac{1}{d} \begin{bmatrix} (1 - \omega_{11})E_{11} & (1 - \omega_{11})(1 - \omega_{22})\nu_{21}E_{22} & 0 \\ (1 - \omega_{11})(1 - \omega_{22})\nu_{12}E_{11} & (1 - \omega_{22})E_{22} & 0 \\ 0 & 0 & d(1 - \omega_{12})G_{12} \end{bmatrix} \quad 4.12$$

Mit:

$$d = 1 - (1 - \omega_{11})(1 - \omega_{22})\nu_{12}\nu_{21} > 0 \quad 4.13$$

Der elastische Steifigkeitstensor ist nun eine Funktion der internen Schädigungsvariable  $\omega_{ij}$ . Gegenüber Ansätzen, bei denen die elastischen Komponenten selbst als unbekannte Größen formuliert werden, können mit dieser Interpretation die Parameter des ungeschädigten Materials als Eingangsgrößen verwendet werden. Somit ist der Tensor zu jedem Zeitpunkt physikalisch interpretierbar.

Analog zu den Belastungsmodi nimmt  $\omega_{ij}$  unterschiedliche Werte für Zug und Druck an. Es gilt somit:

$$\omega_{ij} = \omega_{ij,C} \text{ wenn } \sigma_{ij} < 0 \text{ und } \omega_{ij} = \omega_{ij,T} \text{ wenn } \sigma_{ij} > 0 \quad 4.14$$

$\omega_{12}$  ist vorzeichenunabhängig. In Abhängigkeit von Belastungsart und -richtung entwickelt sich die Schädigung mit folgenden Exponentialgesetzen:

$$\omega_{11C,T} = 1 - \exp \left[ -\frac{1}{m_{11C,T}} e \left( \frac{E_{11} \varepsilon_{11}}{X_{C,T}} \right)^{m_{11C,T}} \right] \quad 4.15$$

$$\omega_{22C,T} = 1 - \exp \left[ -\frac{1}{m_{22C,T}} e \left( \frac{E_{22} \varepsilon_{22}}{Y_{C,T}} \right)^{m_{22C,T}} \right] \quad 4.16$$

$$\omega_{12S} = 1 - \exp \left[ -\frac{1}{m_{12S}} e \left( \frac{G_{12} \varepsilon_{12}}{S_C} \right)^{m_{12S}} \right] \quad 4.17$$

mit:

$$m_{11C,T} = \frac{1}{\ln \left( \varepsilon_{11C,T} \frac{E_{11}}{X_{C,T}} \right)} \quad 4.18$$

$$m_{22C,T} = \frac{1}{\ln \left( \varepsilon_{22C,T} \frac{E_{22}}{Y_{C,T}} \right)} \quad 4.19$$

$$m_{12S} = \frac{1}{\ln \left( \gamma_{12S} \frac{G_{12}}{S_C} \right)} \quad 4.20$$

Dabei fungieren die Festigkeiten aus Gleichung 4.3 bis 4.7 als Schwellwert und  $\varepsilon_{ij,C,T,S}$  repräsentiert die Maximaldehnung bei Versagen. Die Variable  $e$  im Nenner steht für die Eulerzahl und ist nicht mit den Versagenskriterien aus den Gleichungen 4.3 bis 4.7 zu verwechseln.

## 4.5 Schlussfolgerungen

Zur Analyse von umformtechnischen Spannungszuständen in der Werkstoffebene wird auf Basis der messtechnischen Charakterisierung der Modellaufbau mit Schalenelementen gewählt. Zur Simulation des Werkstoffverhaltens wird ein Materialmodell für Faserverbundwerkstoffe aus der LS-DYNA-Bibliothek herangezogen. Unter Berücksichtigung von transversaler Isotropie und einem homogenen, flächigen Material erfasst das beschriebene Materialmodell die wesentlichen Deformations- und Versagenseigenschaften von Furnierlaminaten. Das nicht-lineare Spannungs-Dehnungs-Verhalten wird mit einem exponentiellen Schädigungsgesetz formuliert. Ein Maximal-Spannungs-Kriterium identifiziert das Versagen im Modell, basierend auf den experimentell bestimmten Festigkeiten. Somit kann das \*MAT\_58 dazu eingesetzt werden, den Umformvorgang von Furnierlaminaten mit verschmierten Eigenschaften und global-anisotropem Versagen zu simulieren. Gekoppelte Spannungszustände werden mit dem implementierten Maximalspannungs-Versagenskriterium überschätzt. Dies ist für die Umformsimulation zu berücksichtigen. Die Validierung des Materialmodells hinsichtlich der Anwendbarkeit auf das Furnierlaminat erfolgt in den folgenden Kapiteln 5 und 6.

## 5 Die Furnierstruktur im Finite-Elemente-Modell

### 5.1 Einleitung

Für ringporige Holzarten wie Esche ist eine Abschätzung der Umformbarkeit mit einem homogenisierten Materialmodell nur sehr begrenzt möglich. Wie in Abschnitt 3.2.2 beschrieben, ist das Materialversagen hier stark abhängig von lokalen Inhomogenitäten, insbesondere dem Wechsel von Früh- und Spätholz. Grundsätzlich unterscheidet sich die Frühholzzone eines Eschenholz-Furnierlaminates zum Spätholz durch die niedrigere Dichte, die aus den weitlumigen Gefäßen und dünneren Zellwänden resultiert (siehe Abschnitt 2.2). In Korrelation mit der Dichte ergibt sich für die Frühholzzone ein niedrigerer E-Modul und eine niedrigere Festigkeit. Dies wurde vielfach in Messungen der mechanischen Eigenschaften von Früh- und Spätholz von Nadelhölzern, auf niedrigen Längeneinheiten, veröffentlicht [109–115].

Für die Berücksichtigung dieser Eigenschaften im Simulationsmodell können den beiden Zonen des Jahrringes unterschiedliche Parameter zugewiesen werden. Die Verteilung dieser Zonen über ein Furnierblatt ist abhängig vom Dickenwachstum des Baumes und dem Furnierherstellungsverfahren (siehe Abschnitt 2.2 und 2.3.2). Begrenzt werden die Ausprägungen des Furnierbildes in der Zierteilentwicklung durch die gestalterischen Vorgaben der Designer. Jahrringbreite und „Wildheit“ der Textur werden durch Beispiele in einem Musterbuch definiert. Holzfehler, wie z. B. Äste, werden in der Regel ausgeschlossen. Die Furniere werden dann im Fertigungsprozess entsprechend sortiert. Durch diese Mustervorgaben wird die Variabilität des Materials für die Zierteilherstellung teilweise eingeschränkt.

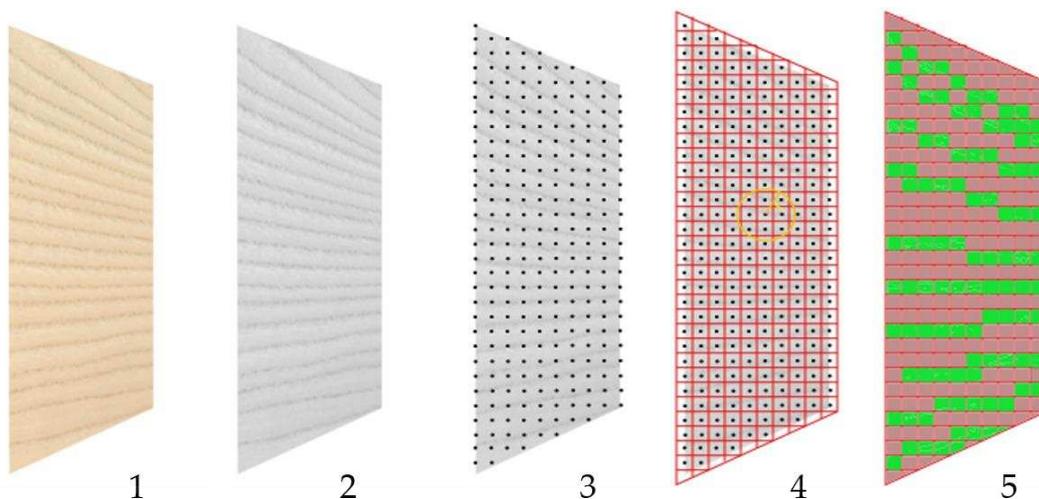
Die Berücksichtigung von wachstumsbedingten Inhomogenitäten in FE-Modellen kann auf unterschiedliche Weise erfolgen. Verschiedene diskrete und stochastische Methoden zur Berücksichtigung der strukturellen Inhomogenität von Holz wurden bereits im Literaturüberblick in Abschnitt 2.6 zusammengefasst. Die Vorhersage der Umformbarkeit von Furnieren im automobilen Einsatz erfordert nicht nur die Streuung der mechanischen Eigenschaften, sondern zudem die Berücksichtigung der sehr individuellen Ausprägung von Jahrringen in Bauteilregionen mit großen Deformationen. Um die individuelle Struktur zu diskretisieren, wie sie im Design-Musterbuch für ein Bauteil definiert wird, wird in dieser Arbeit eine Methodik entwickelt, mit der Früh- und Spätholzzonen auf Basis von Bildern der Furnieroberfläche auf das Rechenmodell übertragen werden. Mapping-Methoden werden in der FE-Analyse, im Allgemeinen, für die Übertragung von vektoriellen und tensoriellen Größen, wie der Orientierung der Materialhaupttrichtungen, Deformationsgradienten und Spannungen von einem auf ein anderes FE-Netz verwendet, wie beispielsweise in NUTINI und VITALI [116]. Häufig wird dies angewendet, um Ergebnisse von Prozesssimulationen für Struktursimulationen zu berücksichtigen [117, 118]. In dieser Arbeit werden, über ein Mapping-Schema, die Früh- und Spätholzzonen auf Grauwertbildern der Furnieroberfläche erfasst und einem FE-Modell zugewiesen. Zur Berücksichtigung der unterschiedlichen Materialeigenschaften von Früh- und Spätholzzonen werden den diskretisierten Zonen separate Materialkarten zugeordnet. Um entsprechende Materialkarten zu erzeugen, werden Reverse-Engineering-Methoden angewandt. Die Methode des Grauwert-Mappings ist in ZERBST et al. [119] veröffentlicht.

## 5.2 Entwicklung einer Mapping-Methode zur Diskretisierung der Jahrringstruktur

### 5.2.1 Der Mapping-Prozess

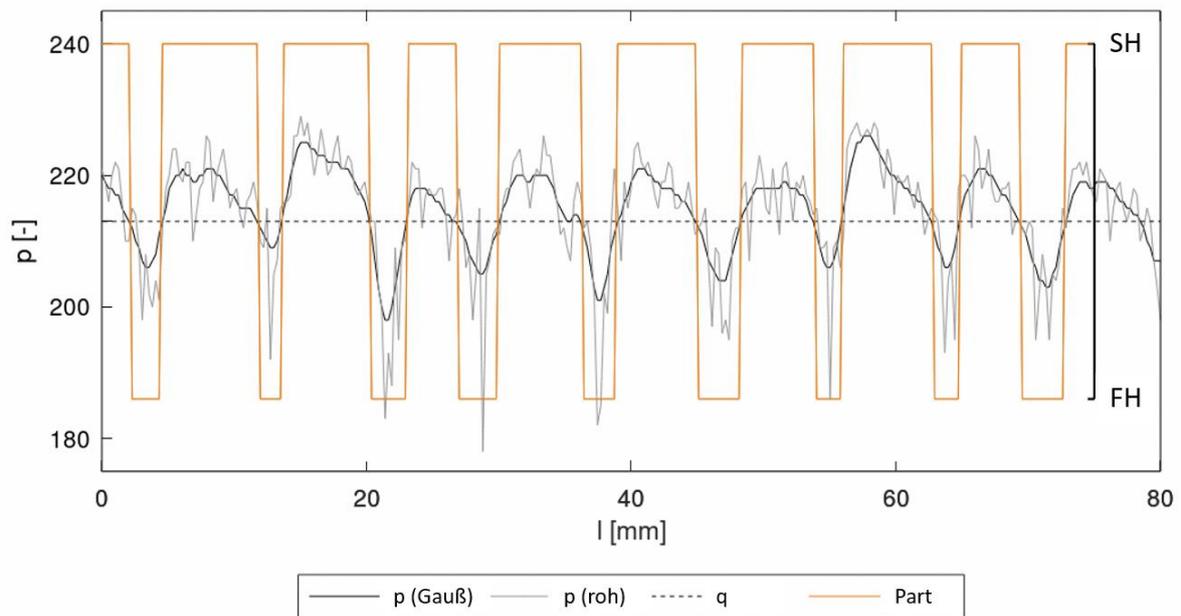
Die Frühholzzone von Eschenholz furnieren erscheinen dunkler gegenüber dem helleren Spätholz. Grund dafür sind vor allem größere Gefäßdurchmesser (siehe Abschnitt 2.2). Die visuelle Unterscheidung der beiden Wachstumszonen kann also über deren Helligkeit bzw. deren Grauwert erfolgen. Auf diesem Prinzip basierend wurde im Rahmen dieser Arbeit eine Programmroutine für das Mapping-Tool Envyo (DYNAmore GmbH) entwickelt, um Früh- und Spätholzzone von Furnierblättern zu diskretisieren. Bei dem Mapping-Prozess werden folgende Prozessschritte der Bildbearbeitung und des Preprocessings durchlaufen (Abbildung 5.1):

1. Aufnahme eines Bildes einer Furnieroberfläche,
2. Erstellung eines Grauwertbildes im PGM-Format,
3. Erzeugung einer Punktwolke aus den Grauwerten der Pixel,
4. Ausrichtung mit dem Zielnetz und
5. Zuweisung von Elementen zu Zonen (bzw. Parts) für Früh- und Spätholz.



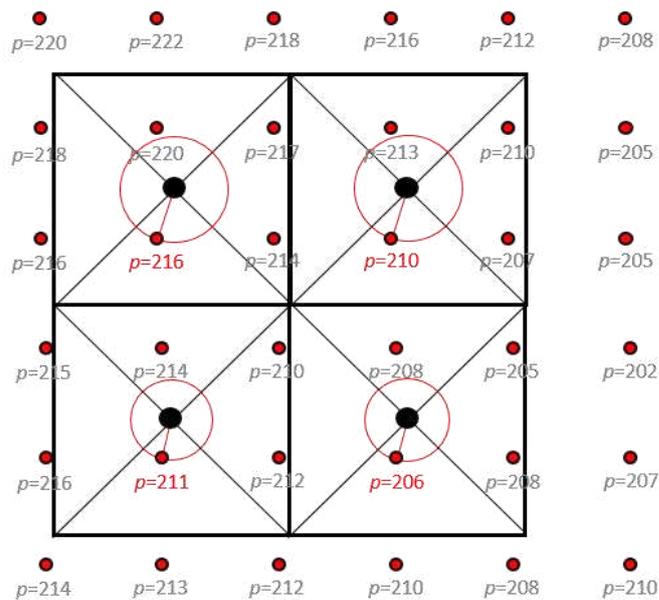
**Abbildung 5.1** Bearbeitungsschritte im Mappingprozess.

Zunächst wird ein koloriertes Bild einer Furnieroberfläche aufgenommen. Anschließend wird das Bild mit einem Bildbearbeitungsprogramm in ein Grauwertbild umgewandelt. Hierfür wird das ASCII-basierte Rastergrafikformat PGM (Portable Gray Map) verwendet. Dieses enthält nach einer Identifikationsnummer über das Format selbst und der Anzahl Pixel in Breite und Höhe Grauwerte zwischen 0 (vollständig schwarz) und 255 (vollständig weiß) für jeden Pixel. Um das Mapping von einzelnen Peaks und Artefakten zu vermeiden, wird ein Gauß-Filter zur Glättung auf das Bild angewandt. Mit dieser Manipulation kann klarer zwischen Früh- und Spätholz unterschieden werden (Abbildung 5.2).



**Abbildung 5.2** Grauwert einer einzelnen Pixelreihe über die Länge einer Zugprobe mit Glättung und Zuweisung von Parts für Frühholz (FH) und Spätholz (SH).

Mit Envyo wird die PGM-Datei eingelesen und eine Punktwolke erzeugt, die die Grauwerte der einzelnen Pixel enthält. Die Koordinaten der Punkte werden, basierend auf der Anzahl an Pixeln in Zeilen und Reihen sowie den Abmessungen des Bildes, die vom Anwender eingegeben werden, intern berechnet. Für die Übertragung der Früh- und Spätholzzonen muss ein Ziel-Finite-Elemente-Netz bereitgestellt werden. Die Position der Punktwolke wird nun im Koordinatensystem des Finite-Elemente-Raumes zu diesem Zielnetz ausgerichtet. Für diese Ausrichtung kann die Punktwolke unter Eingabe eines Faktors skaliert, mit einem Vektor verschoben und unter Angabe eines Winkels rotiert werden. Sind Quellbild und Zielnetz zueinander ausgerichtet, folgt die Zuweisung eines Grauwertes zu jedem Element. Das Programm verwendet einen Nearest-Neighbor-Suchalgorithmus, um den Punkt mit dem kleinsten Abstand des jeweiligen Elementmittelpunktes zu finden. Der entsprechende Grauwert wird dem Element zugewiesen und dort für den nächsten Prozessschritt gespeichert (Abbildung 5.3).



**Abbildung 5.3** Prinzipdarstellung der Nearest-Neighbor-Suche zwischen Grauwertpunkten und Element-Mittelpunkten.

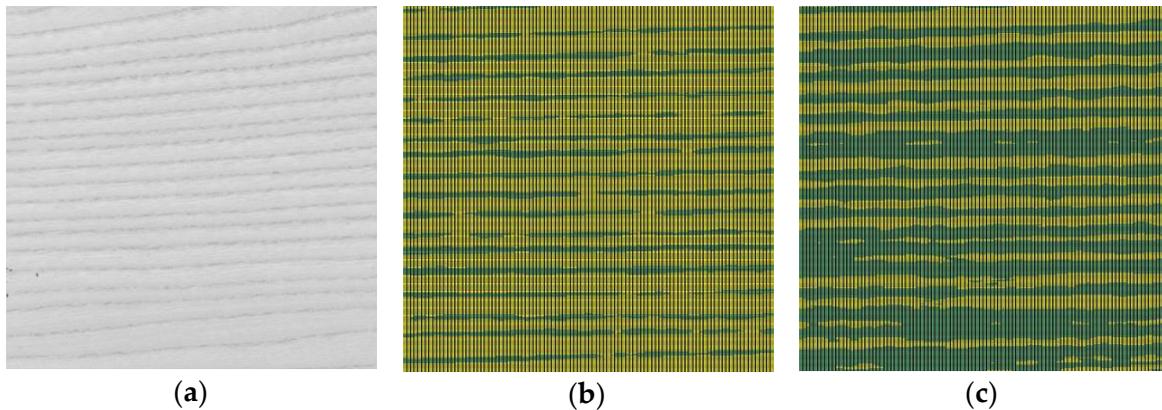
In LS-DYNA werden finite Elemente in sogenannten Parts gruppiert. Den Parts, die bestimmte Zonen, Bauteile oder Bauteilgruppen zusammenfassen, können so Materialmodelle und Randbedingungen zugeordnet werden. Daher werden die Elemente des Zielnetzes in der Mapping-Routine einem Part für entweder Früh- oder Spätholz zugewiesen. Die Zuweisung erfolgt anhand eines Schwellwertes  $q$  für den Grauwert  $p$ . Alle Elemente mit Grauwerten  $q \leq p \leq 255$  werden einem Spätholz-Part zugeordnet und alle Elemente mit Grauwerten  $0 \leq p \leq q$  werden einem Frühholz-Part zugeordnet. Zuletzt wird von der Routine das FE-Netz mit den zugeordneten Parts erzeugt. Materialeigenschaften für Früh- bzw. Spätholz können nun mit unterschiedlichen Input-Parametern berücksichtigt werden.

## 5.2.2 Analyse des Mapping-Verfahrens anhand eines Finite-Elemente-Modells

Für die Analyse der Grauwert-Mapping-Methode wurde ein Furnierblatt aus der Testserie aus Abschnitt 3.2.1.4 verwendet. Ein Bild der Furnieroberfläche mit den Abmessungen  $200 \times 200 \text{ mm}^2$  wurde mit einem konventionellen Flachbett-Scanner im JPG-Format erzeugt. Mithilfe der freien Bildbearbeitungssoftware GIMP (GNU Image Manipulation Program) wurde das Bild in ein PGM-Format mit  $4853 \times 4845$  Pixeln bzw. Grauwerten umgewandelt. Ein Zielnetz wurde mit 4-Knoten-Schalenelementen mit konstanter Kantenlänge von  $0,5 \text{ mm}$  erstellt. Diese Elementgröße entspricht ungefähr einer mittleren Elementgröße in Modellen für die Umformsimulation. Da das Zielnetz im Koordinatenursprung angelegt wurde, musste keine Ausrichtung von Punktwolke und Zielnetz berücksichtigt werden. Der Mapping-Prozess für 160.000 Elemente dauerte 15 Sekunden auf einem Kern der einleitend beschriebenen Workstation.

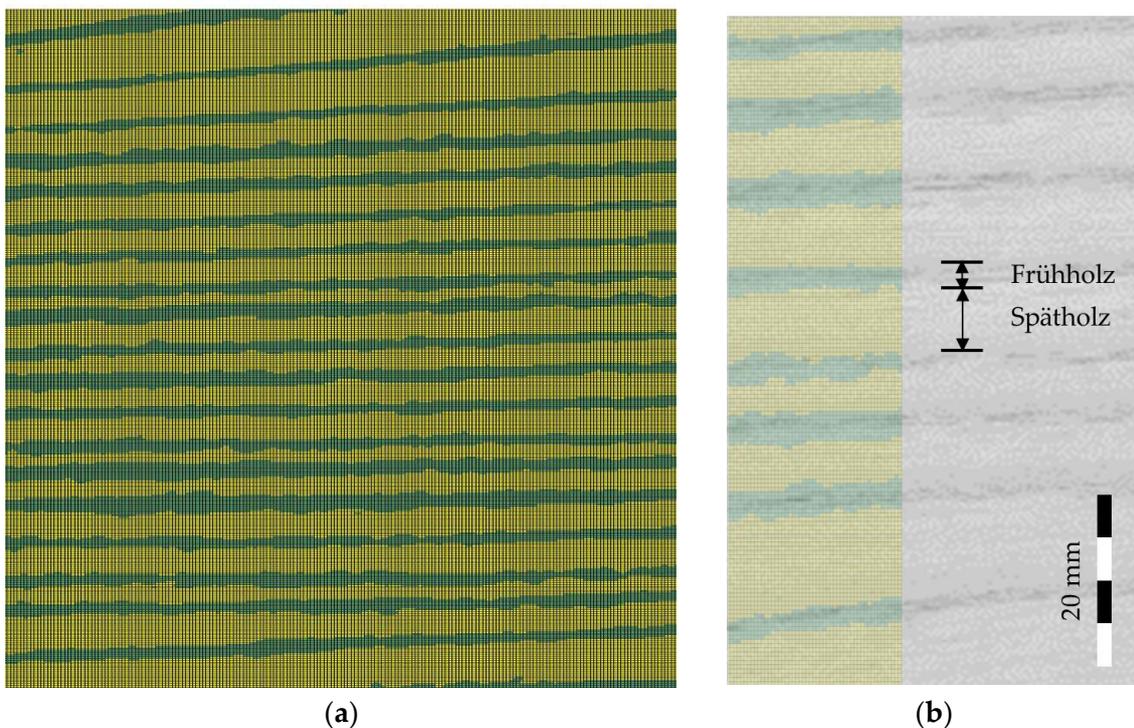
Über den Schwellwert  $q$  lässt sich die Breite einstellen, mit der Früh- und Spätholzzonen erfasst werden. Höhere Werte für  $q$  führten zu verschmierten Frühholzzonen (Abbildung 5.4c). Bei niedrigeren Werten für  $q$  waren die Frühholzbänder teilweise unterbrochen

(Abbildung 5.4b). Eine klare Unterscheidung von Früh- und Spätholzzonen auf entsprechenden Parts wurde mit  $q = 213$  erreicht (Abbildung 5.5).



**Abbildung 5.4** (a) Original PGM-Grafik für das Mapping (b) FE-Netz mit zugewiesenen Parts für Frühholz (grün) und Spätholz (gelb) mit  $q = 210$  (d) mit  $q = 216$ .

Der Schwellwert  $q$  sollte so eingestellt werden, dass die generierten Parts mit den holz-anatomischen Grenzen der Früh- und Spätholzzonen übereinstimmen. Da diese Grenzen auf den Grauwertbildern nicht immer scharf markiert sind, erfolgt diese Einstellung visuell und ohne eine mathematische Definition. Somit ist die Methode nur mit entsprechender Kalibrierung der Material-Input-Parameter gültig. Für eine Einstellung von  $q = 213$  konnten Früh- und Spätholzzonen klar unterschieden werden. Unter Berücksichtigung der Auflösung, die über die Elementgröße von 0,5 mm gegeben ist, ergab diese Einstellung eine zufriedenstellende Übereinstimmung mit der Jahrringbreite (Abbildung 5.5b).



**Abbildung 5.5** (a) FE-Netz mit zugewiesenen Parts für Frühholz und Spätholz für  $q=213$  (b) Übereinstimmung der Jahrringbreite auf dem FE-Netz und der Rastergrafik.

Bei der Unterscheidung der beiden Zonen des Jahrrings über einen statischen Schwellwert  $q$  muss aber beachtet werden, dass Farbverläufe, die über ein Furnierblatt in größeren Zugschnitten auftreten, das Mapping-Ergebnis beeinflussen können. Beispielsweise könnten dunklere Verfärbungen durch Holzinhaltsstoffe dazu führen, dass Frühholz-Zonen auf dem FE-Netz breiter erscheinen. Diese Artefakte müssten über Bildbearbeitung nivelliert werden.

## 5.3 Identifikation lokaler Parameter von Früh- und Spätholz

### 5.3.1 Methoden

Die Einteilung des Jahrrings in zwei Zonen erfordert separate Eingangsparameter, um die lokalen mechanischen Eigenschaften zu berücksichtigen. Die Formulierung von Materialmodellen wird in LS-DYNA in Materialkarten umgesetzt. Diese werden über Keyword-Befehle in einem Input-Skript aufgerufen und erwarten darunter die Eingabe der Parameter. Nach Wissen des Autors liegen keinerlei Publikationen oder Messdaten für die Elastizität und Festigkeiten der beiden Zonen des Jahrrings von Eschenholz, bzw. Laubholz im Allgemeinen vor, die als Eingangsgrößen verwendbar wären. Zudem müssen die Parameter auf den verwendeten Diskretisierungsansatz kalibriert werden. Daher wurde ein Optimierungsverfahren eingesetzt, um auf Basis der Versuche aus Abschnitt 3.2 Parameter für Früh- und Spätholz-Materialkarten zu identifizieren.

#### 5.3.1.1 Erstellung einer Optimierungsroutine zur Parameteridentifikation

Zur Erstellung von separaten Materialkarten für Früh- und Spätholz wurde eine Routine in der Optimierungs-Software LS-OPT erstellt. Dabei wurde das Spannungs-Dehnungs-Verhalten von FE-Modellen für den Zug- und den Scherversuch in iterativen Simulationen kalibriert, sodass die globale Spannungs-Dehnungs-Antwort von Modell und Experiment übereinstimmen. Als Datenbasis für die Kalibrierung dienten die Messkurven aus Abschnitt 3.2. Die Optimierungsaufgabe ergibt sich wie folgt:

$$\text{MSE}(\omega_{ij}) = \frac{1}{P} \sum_{n=1}^N \|G_m(\omega_{ij}) - H_m\|^2 \rightarrow \min \quad 5.1$$

Das Ziel ist die Minimierung der mittleren Fehlerquadratsumme MSE (mean square error) zwischen Simulationsantwort  $G_m$ , als Funktion der zu variierenden Parameter  $\omega_{ij}$ , und den Spannungs-Dehnungs- bzw. Kraft-Verschiebungspunkten  $H_m$  der Experimente. Die Optimierung erfolgte über die Laststufen von  $n = 1$  bis  $N = 100$ .

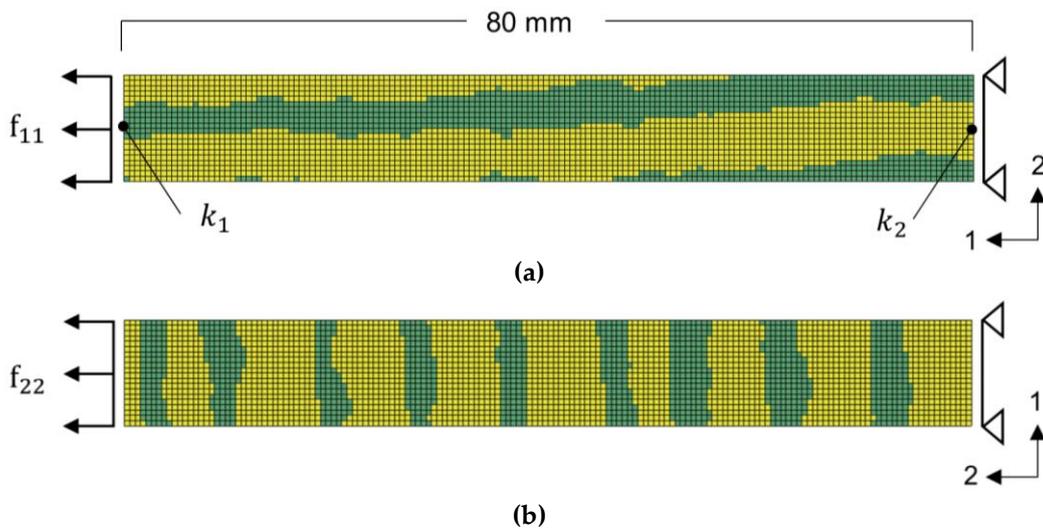
Das Optimierungsschema wurde in LS-OPT wie folgt aufgebaut. Es wurden Modelle verwendet, die die Bedingungen in den Zug- und Scherversuchen simulieren. Für die Modelle wurden zwei Materialkarten (\*MAT\_058) für Frühholz und Spätholz hinterlegt. In den Materialkarten wurden einige Materialparameter für Frühholz und Spätholz als Variablen definiert, anhand derer das Modell auf die Zielkurve kalibriert wurde. Jeder Variablen wurde

ein Bereich zugewiesen, in dem ein Optimum gefunden werden sollte. In iterativen Simulationen wurden die Parameter variiert. Basierend auf Analysen der Modellreaktion auf die Veränderung der Parameter nach der Successive-Response-Surface-Methode wurde ein Metamodell erstellt. Anhand des Verhaltens dieses Metamodells wurde, unter Verwendung des D-Optimal-Kriteriums, der Suchraum für das Optimum verkleinert. Dieses Vorgehen wird in Iterationsschleifen wiederholt bis entweder die Kriterien für ein Optimum oder die vordefinierte maximale Anzahl von 15 Iterationen erreicht waren. Nähere Informationen über die eingesetzten Approximations-Verfahren in LS-OPT finden sich im entsprechenden Handbuch [120].

Alle Simulationen der Parameteridentifikation wurden auf einer Workstation (DELL Precision 7910) mit 16 CPU (Modell: Intel Xeon CPU E5-2667 v3) mit jeweils 3.2 GHz und 126 GB RAM ausgeführt. Dabei wurde für die impliziten Berechnungen eine SMP-Version von LS-DYNA R.9.3 mit double-precision (Rechengenauigkeit von 14 Nachkommastellen) verwendet.

### 5.3.1.2 Aufbau eines FE-Modells des Zugversuchs

Die Parameter für die Zugmoden wurden anhand von Simulationen des Zugversuchs parallel und senkrecht zur Faserrichtung kalibriert. Die Zugprobe wurde in den Abmessungen  $80 \times 10 \text{ mm}^2$  mit 4-Knoten-Schalenelementen von  $0,5 \times 0,5 \text{ mm}^2$  diskretisiert. Dieses Modell wurde im Mapping-Input-Deck als Zielnetz für das Mapping der Frühholz- und Spätholz-Zonen hinterlegt. Das Grauwertmapping wurde mit der Quellgrafik aus Abbildung 5.1 für die longitudinale und die transversale Zugprobe durchgeführt. Dabei wurden die Verschiebungs- und Rotationsoptionen verwendet, um die Grauwert-Punkt Wolke zu positionieren, bzw. zu drehen. Die Position, aus der Frühholz und Spätholz übertragen wurden, wurde zufällig ausgewählt, wobei darauf geachtet wurde, dass eine in etwa mittlere Verteilung von Frühholz- und Spätholzzonen enthalten war. Die Materialrichtung wurde für beide Modelle global in den Materialkarten über einen Vektor definiert. Die Simulation des Zugversuchs wurde über die Fixierung der Knoten an der unteren Kante und eine Verschiebung auf den Knoten der oberen Kante realisiert. Als Datenbasis für die Kalibrierung diente, je Richtung, eine Kraft-Verschiebungs-Kurve aus der Versuchsserie aus Abschnitt 3.2.2.1. Um näher an realen Umformbedingungen zu sein, wurden die Messungen nach Wasserlagerung zur Kalibrierung verwendet. Die Kraft- und Verschiebungswerte der ausgewählten Kurven lagen nahe am Mittelwert. Der Kraft-Verlauf der FE-Modelle wurde an den fixierten Knoten ausgelesen. Die Verschiebung wurde als Abstand zwischen dem Knoten  $k_1$  und dem Referenzknoten  $k_2$  ausgelesen. Die Laufzeit der Simulation des Zugversuchs betrug 0,6 s.



**Abbildung 5.6** FE-Modell einer Zugprobe mit Orientierung der Faserrichtung in Lastrichtung (a) und senkrecht zur Lastrichtung (b).

Die globale Spannungs-Dehnungs-Reaktion einer Zugprobe unter Last ist die Kombination aus den steiferen Spätholzzonen mit höherer Festigkeit und den schwächeren Frühholzzonen. Basierend auf dieser Überlegung wurde der Optimierungsraum für die Steifigkeiten und die Festigkeiten von Spätholz höher definiert, während die Maximaldehnung in einem niedrigeren Bereich angenommen wurde. Im Gegensatz dazu wurden für die Bereiche der Steifigkeiten für Frühholz niedrigere und für die Maximaldehnung höhere Grenzen definiert. Die Parameter  $E_{11}$ ,  $X_T$  und  $\varepsilon_{11,T}$  wurden in Lastrichtung parallel zur Faserrichtung kalibriert. Die Einstellung von  $E_{22}$ ,  $Y_T$  und  $\varepsilon_{22,T}$  erfolgte unter Last senkrecht zur Faserrichtung. Für  $\nu_{12}$  wurde für Spätholz und Frühholz der Messwert 0,42 eingesetzt (siehe Abschnitt 3.2.2.1).  $\nu_{21}$  wurde als abhängige Größe nach Gleichung 3.3 angepasst, um die Symmetriebedingung des Nachgiebigkeitstensors zu erfüllen. Eine Übersicht über alle Parameterdefinitionen ist in Tabelle 5.1 aufgeführt. Grundlage für die Kalibrierung der Kraft-Verchiebungs-Kurve waren die Gleichungen 4.15 bzw. 4.16 mit 4.18 bzw. 4.19.

**Tabelle 5.1** Übersicht über Variablen und Konstanten des Optimierungssets der Simulationen des Zugversuchs für Frühholz (FH) und Spätholz (SH).

Part	Parameter	Typ	Einheit	Lösungsbereich
Spätholz	$E_{11}$	Variable	MPa	3000-5000
	$E_{22}$	Konstante	MPa	600
	$\nu_{12}$	Konstante	-	0,42
	$\nu_{21}$	abhängig	-	-
	$\varepsilon_{11,T}$	Variable	-	0,01-0,04
	$\varepsilon_{22,T}$	Variable	-	0,08-0,15
	$X_T$	Variable	MPa	40-70
	$Y_T$	Variable	MPa	20-40
Frühholz	$E_{11}$	Konstante	MPa	2000
	$E_{22}$	Variable	MPa	100-400
	$\nu_{12}$	Konstante	-	0,42
	$\nu_{21}$	abhängig	-	-
	$\varepsilon_{11,T}$	Variable	-	0,03-0,08
	$\varepsilon_{22,T}$	Variable	-	0,15-0,3
	$X_T$	Variable	MPa	25-40
	$Y_T$	Variable	MPa	10-14

### 5.3.1.3 Aufbau eines FE-Modells des Scherversuchs

Die Kalibrierung des Scherverhaltens wurde am Scherrahmenversuch aus Abschnitt 3.2.2.2 durchgeführt. Analog zu Abschnitt 5.3.1.2 wurde das Zielnetz mit den Abmessungen  $10 \times 10 \text{ mm}^2$  mit konstanter Elementgröße von  $0,5 \times 0,5 \text{ mm}^2$  erstellt. Das Mapping erfolgte ebenfalls aus einer zufällig gewählten Position aus der Quellgrafik.

Die Kinematik des Scherrahmens wurde über eine periodische Randbedingung realisiert. Das Prinzip wird anhand eines einfachen Beispiels mit 9 Knoten in Abbildung 5.6 veranschaulicht. Es gelten die folgenden Gleichungen:

$$u_x^{k_7} - u_x^{k_1} - u_x^{n_2} = 0 \quad 5.2$$

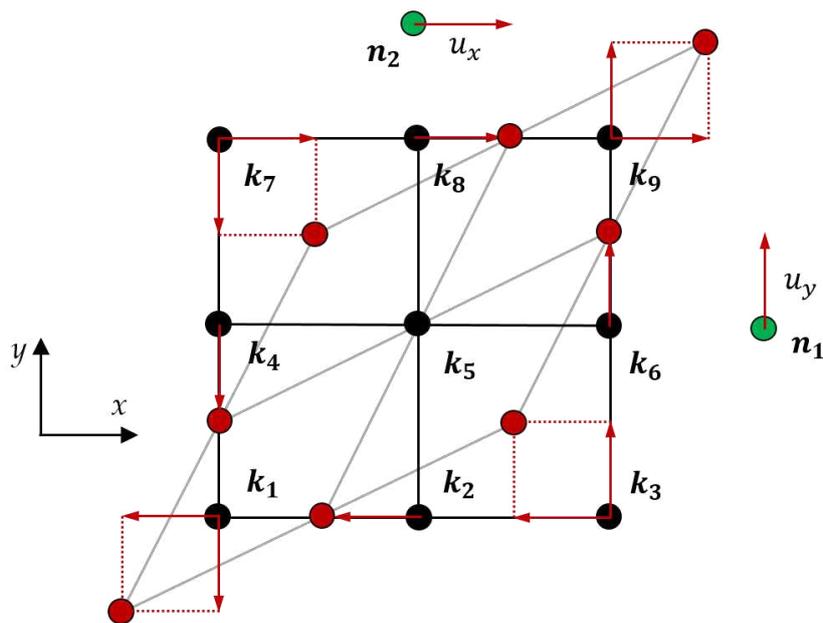
$$u_x^{k_8} - u_x^{k_2} - u_x^{n_2} = 0 \quad 5.3$$

$$u_x^{k_9} - u_x^{k_3} - u_x^{n_2} = 0 \quad 5.4$$

$$u_y^{k_3} - u_y^{k_1} - u_y^{n_1} = 0 \quad 5.5$$

$$u_y^{k_6} - u_y^{k_4} - u_y^{n_1} = 0 \quad 5.6$$

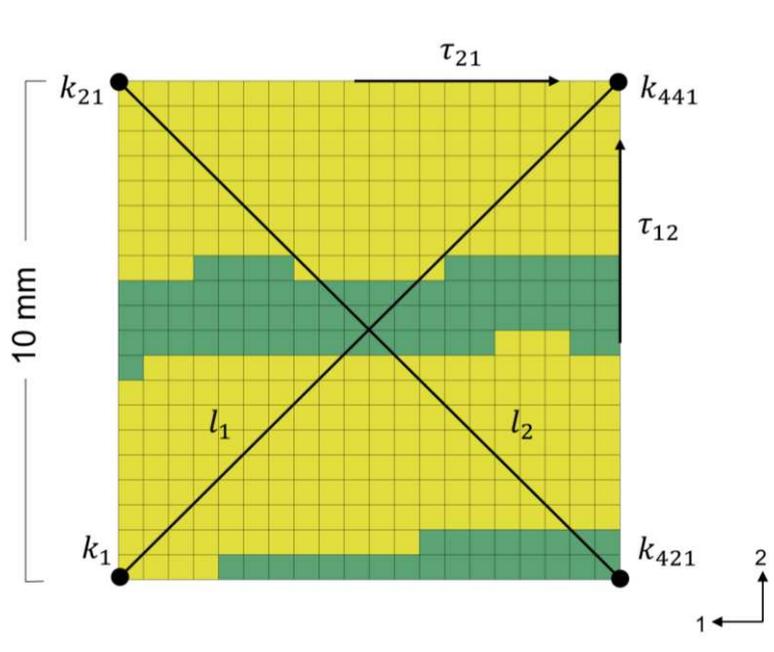
$$u_y^{k_9} - u_y^{k_7} - u_y^{n_1} = 0 \quad 5.7$$



**Abbildung 5.7** Periodische Randbedingung zur Induzierung der Schubverzerrung

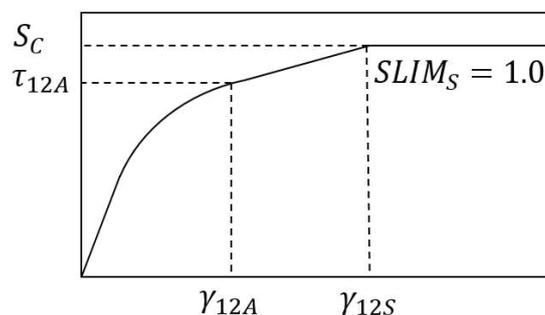
Die Knoten auf den Kanten des Modells der Scherprobe wurden in die Randbedingung eingebunden, um die Schubverzerrung durch den Scherrahmen aufzubringen. Die Verschiebungen wurden entsprechend des Beispiels auf zwei Referenzknoten  $n_1$  und  $n_2$  in x- und y-Richtung aufgebracht. Verschiebt sich der Referenzknoten  $n_2$  mit  $u_x$ , so verschiebt sich  $k_7$  in gleicher und  $k_1$  in entgegengesetzter Richtung (Gleichung 5.2). Die Gleichungen wurden entsprechend des Beispiels für alle gegenüberliegenden Knotenpaare auf den Kanten und den jeweiligen Referenzknoten im Input-Deck in dem Keyword \*CONSTRAINED\_MULTIPLE\_GLOBAL [121] hinterlegt. Die Laufzeit der impliziten Simulation des Scherrahmenversuchs betrug 0,5 s.

Für die Kalibrierung des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens des Modells wurde eine Scherspannungs-Scherwinkel-Kurve aus der Serie für wassergelagerte Proben ausgewählt, deren Parameter sich um die entsprechenden Mittelwerte bewegten. Die Kräfte im Modell wurden an den Randknoten ausgelesen. Der Scherwinkel wurde, wie im Versuch, über die Gleichung 3.5 abgeleitet, wobei die Längenänderungen zwischen den Knoten  $k_1$  und  $k_{441}$ , bzw.  $k_{21}$  und  $k_{421}$  bestimmt wurden.



**Abbildung 5.8** einer Scherprobe mit Definitionen für den Spannungs-Schubdehnungs-Output.

In der Simulation des Scherrahmenversuchs erfolgte die Kalibrierung der Parameter  $G_{12}$ ,  $S_C$  und  $\gamma_{12S}$  aus den Gleichungen 4.17 bzw. 4.20. Zusätzlich bietet MAT\_058 eine Option, einen Verfestigungsbereich zu definieren, in dem Spannung und Dehnung nach einem ersten nichtlinearen Bereich proportional ansteigen. Die Grenze dieses nichtlinearen Bereiches wird mit den Parametern  $\tau_{12A}$  und  $\gamma_{12A}$  eingestellt (Abbildung 5.9). Diese Option wurde genutzt, da das Materialversagen im Scherrahmenversuch für wassergelagerte Proben oberhalb der maximal möglichen Dehnung lag.  $S_C$  und  $\gamma_{12S}$  wurden entsprechend relativ hoch angenommen (Tabelle 5.2). Da darüber hinaus kein Bruchverhalten infolge Scherung gemessen werden konnte, wurde über den Parameter  $SLIM_S$  ideal-plastisches Fließen eingestellt. Eine Erläuterung der numerischen Funktionsweise dieses Parameters erfolgt in Abschnitt 5.3.2.3 im Zusammenhang mit dem Kompressionsverhalten.



**Abbildung 5.9** Versagensparameter für Scherung in MAT\_058.

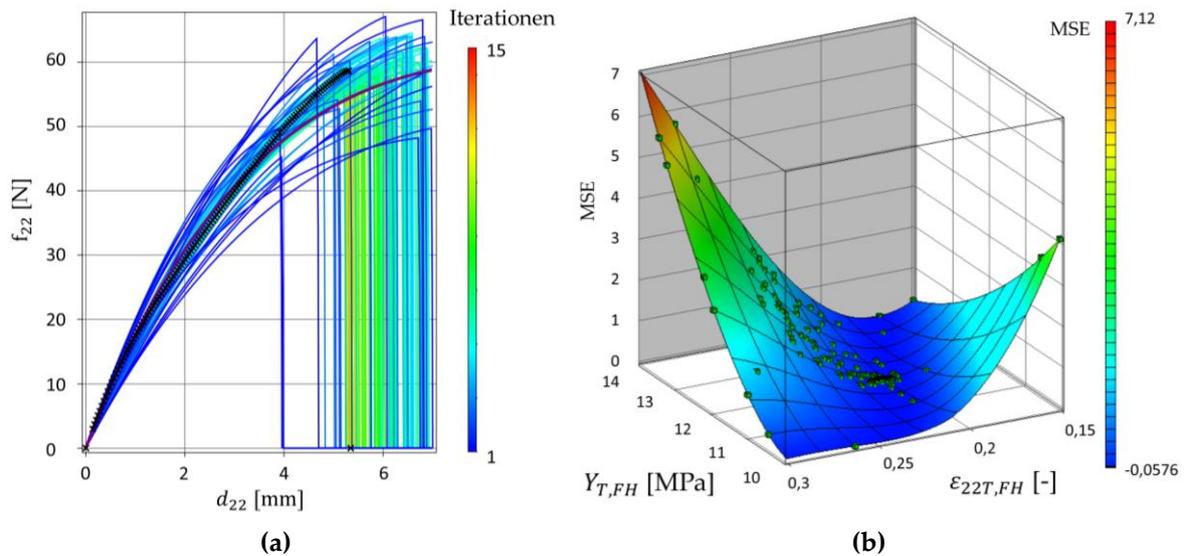
**Tabelle 5.2** Übersicht über Variablen und Konstanten des Optimierungssets der Scherrahmensimulation für Spätholz (SH) und Frühholz (FH).

Part	Parameter	Typ	Einheit	Lösungsbereich
Spätholz	$G_{12}$	Variable	MPa	300-800
	$\tau_{12A}$	Variable	MPa	8-12
	$\gamma_{12A}$	Variable	-	0,06-0,15
	$S_C$	Konstante	-	15
	$\gamma_{12,S}$	Variable	-	0,2-0,6
Frühholz	$G_{12}$	Konstante	MPa	300
	$\tau_{12A}$	Konstante	MPa	7
	$\gamma_{12A}$	Konstante	-	0,15
	$S_C$	Konstante	-	8
	$\gamma_{12,S}$	Variable	-	0,2-0,4

## 5.3.2 Ergebnisse

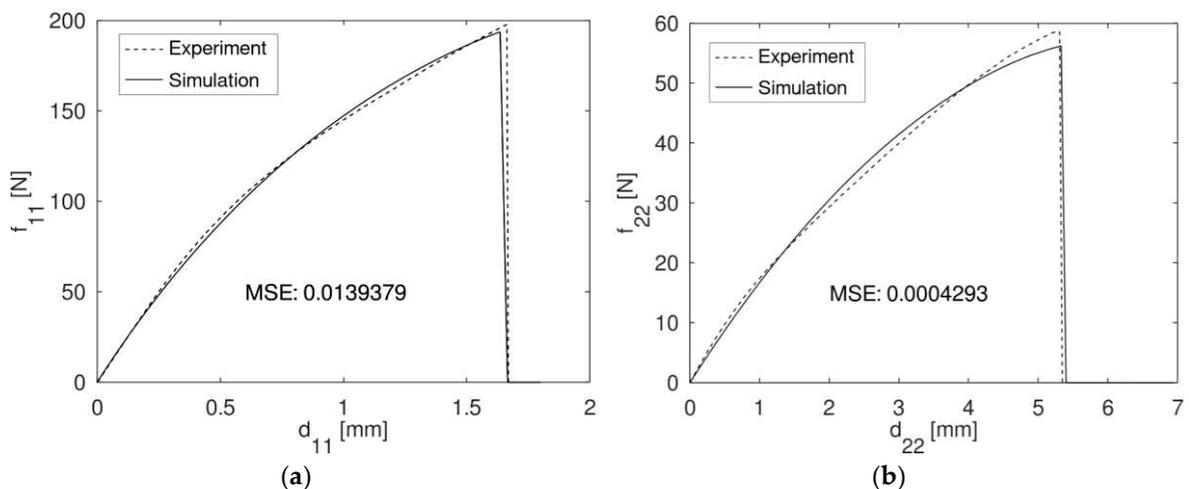
### 5.3.2.1 Identifikation von Materialparametern unter Normalbelastung

Die Rechenzeit für die Simulation eines Zugversuchs betrug 45 Sekunden. Die Zeit für die Lösung des Optimierungsproblems in 15 Iterationen mit jeweils 10 Simulationen mit verschiedenen Parameterkombinationen betrug ca. 16 Minuten. Die Kalibrierung der Kraft-Verschiebungs-Kurven anhand der Einstellung der definierten Variablen lieferte eine sehr gute Übereinstimmung der Simulationen mit den Experimenten. Die Schädigung des Materials stieg monoton an und lokalisierte sich zunehmend an einzelnen Elementen, aufgrund von geometrischen Bedingungen der Parts bzw. von Festigkeiten der Materialmodelle. Nach Erreichen des Festigkeitskriteriums fiel die Spannung in den ausgefallenen Elementen auf 0. Dadurch konzentrierte sich die Dehnung auf diese Elemente. Im nächsten Zeitschritt der Simulation wurde das Vergleichsdehnungskriterium erreicht, bei dem die Elemente gelöscht wurden. Das Löschen der Elemente simulierte somit den Bruch der Probe. Der Kleinstquadratfehler (MSE) wurde in der Optimierung schrittweise verkleinert, basierend auf den Approximationen des Metamodells (Abbildung 5.10).



**Abbildung 5.10** (a) Kraft-Verschiebungs-Kurven mit getesteten Parameterkombinationen über alle Iterationen der Optimierung (b) Antwortfläche für den Zusammenhang zwischen Festigkeit und Bruchdehnung der Frühholzzone mit Punkten der getesteten Parameterkombinationen.

Unter Zuglast parallel zur Faserrichtung wurde in 15 Iterationen ein Kleinstquadratfehler von 0,0139379 erreicht. Senkrecht zur Faserrichtung betrug der Fehler 0,0004293 (Abbildung 5.11). Die Kombination der kalibrierten Parameter ist in Tabelle 5.3 aufgeführt. Die Identifikation lokaler Materialparameter erfolgte auf Basis von Annahmen für Konstanten und Variablen und den Lösungsraum für die Kalibrierung. Dabei ist offensichtlich, dass weitere optimale Lösungen möglich sind. Die gewonnenen Parameter sind Modellannahmen und nicht physikalisch begründet.

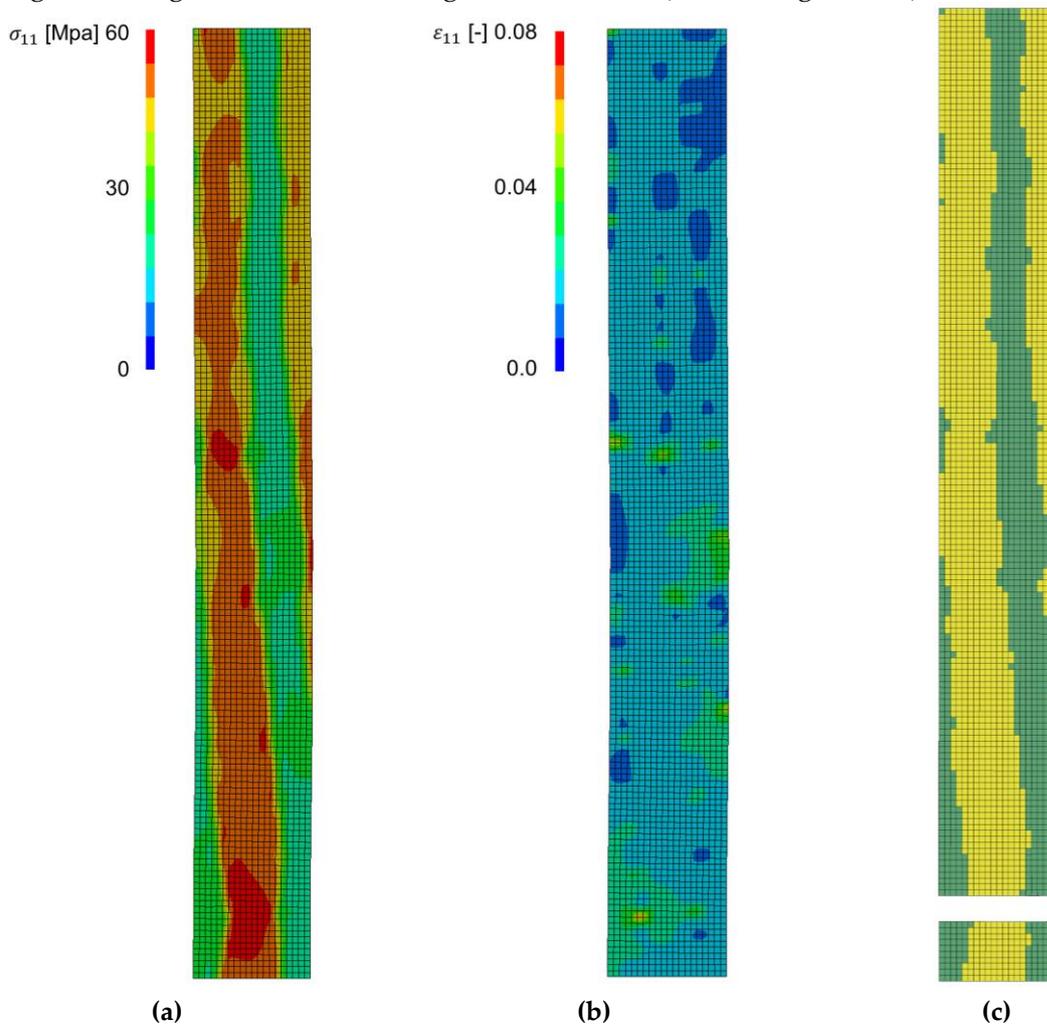


**Abbildung 5.11** Kraft-Verschiebungs-Kurve von Experiment und Simulation (a) in der Richtung parallel zur Faserrichtung und (b) in der Richtung senkrecht zur Faserrichtung.

**Tabelle 5.3** Kalibriertes Parameterset aus den Simulationen des Zugversuches mit Last parallel und senkrecht zur Faserrichtung für Spätholz (SH) und Frühholz (FH).

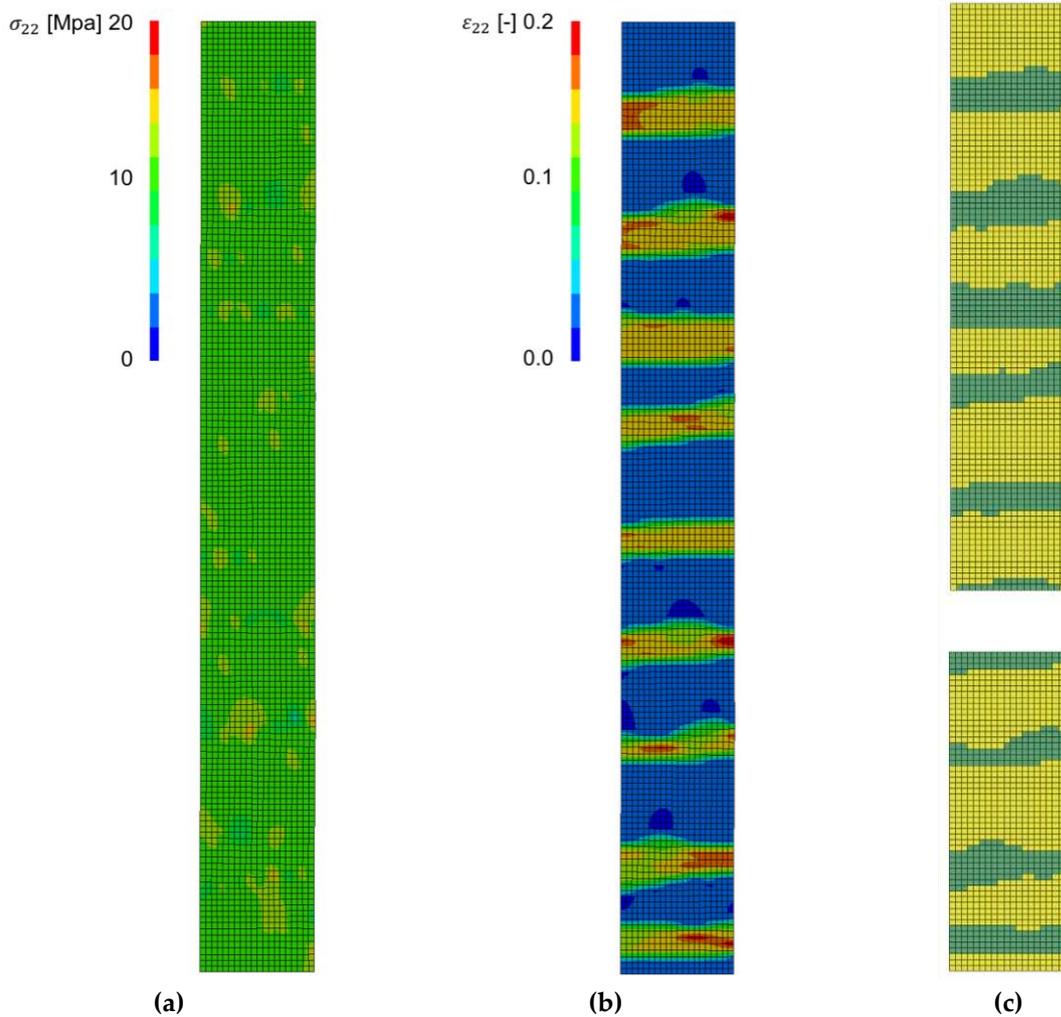
Part	$E_{11}$ [MPa]	$E_{22}$ [MPa]	$X_T$ [MPa]	$Y_T$ [MPa]	$\epsilon_{11,T}$ [-]	$\epsilon_{22,T}$ [-]	$\nu_{12}$ [-]	$\nu_{21}$ [-]
Spätholz	4452	600	61	27	0,039	0,116	0,42	0,05660
Frühholz	2000	136	30	12	0,056	0,207	0,42	0,02856

An den Simulationen des Zugversuchs kann aber dennoch das charakteristische Deformations- und Bruchverhalten des Furnierlaminates bzw. Furniers im Allgemeinen beobachtet werden. In Lastrichtung parallel zur Faserorientierung versagt das FE-Modell der Zugprobe durch einen Bruch senkrecht zur Faserrichtung (Abbildung 5.12c). Dabei verläuft die Bruchfläche über Frühholz- und Spätholz-Zonen gleichermaßen. Die Frühholz- und Spätholz-Parts im Modell sind in der longitudinalen Probe parallelgeschaltet. Unter der aufgebrachtten Verschiebung ist die Spannung in der steiferen Spätholz-Zone höher, während die Dehnung über die gesamte Probe homogener verteilt ist (Abbildung 5.12a,b).



**Abbildung 5.12** Simulation Zugversuch parallel zur Faserorientierung: (a) Spannungsverteilung vor Versagen ( $t_{plot} = 0,545$  s), (b) Dehnungsverteilung vor Versagen ( $t_{plot} = 0,545$  s), (c) Bruch der Zugprobe ( $t_{plot} = 0,555$  s).

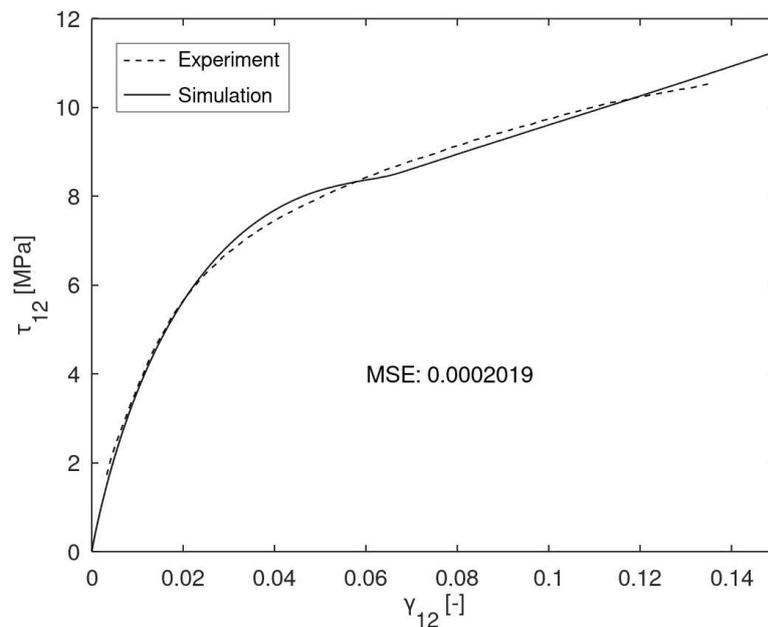
Die Zugprobe unter Belastung senkrecht zur Faserrichtung zeigte die charakteristische Dehnungsverteilung, die auch im Nakajima-Test beobachtet wurde. Die Dehnung konzentrierte sich auf die Frühholz-Zonen. Die Spannung war hier, aufgrund der Reihenschaltung von Frühholz- und Spätholz-Parts, annähernd konstant. Der Bruch lokalisierte sich in einer Frühholz-Zone (Abbildung 5.13).



**Abbildung 5.13** Simulation Zugversuch transversal zur Faserorientierung (a) Spannungsverteilung vor Versagen ( $t_{plot} = 0,530$  s) (b) Dehnungsverteilung vor Versagen ( $t_{plot} = 0,530$  s) (c) Bruch der Zugprobe ( $t_{plot} = 0,536$ ).

### 5.3.2.2 Identifikation von Materialparametern unter Schubbelastung

Das Optimierungsergebnis wurde, auf dem in Abschnitt 5.3.1.1 beschriebenen Rechner, in 15 Iterationen nach 12 min erreicht. Der Bereich der Kalibrierung wurde durch die maximal mögliche Auslenkung des Scherrahmens im Experiment begrenzt. Da in diesem Messbereich kein Bruch der Probe beobachtet werden konnte, wurde auch kein Spannungsabfall für die Simulation vorgesehen. Der nichtlineare Zusammenhang zwischen Scherspannung und Scherwinkel wurde im Messbereich sehr gut erfasst. Die Übereinstimmung von Experiment und Simulation mit den optimierten Parametern ergab einen sehr geringen Kleinstquadratfehler von 0,0002019.

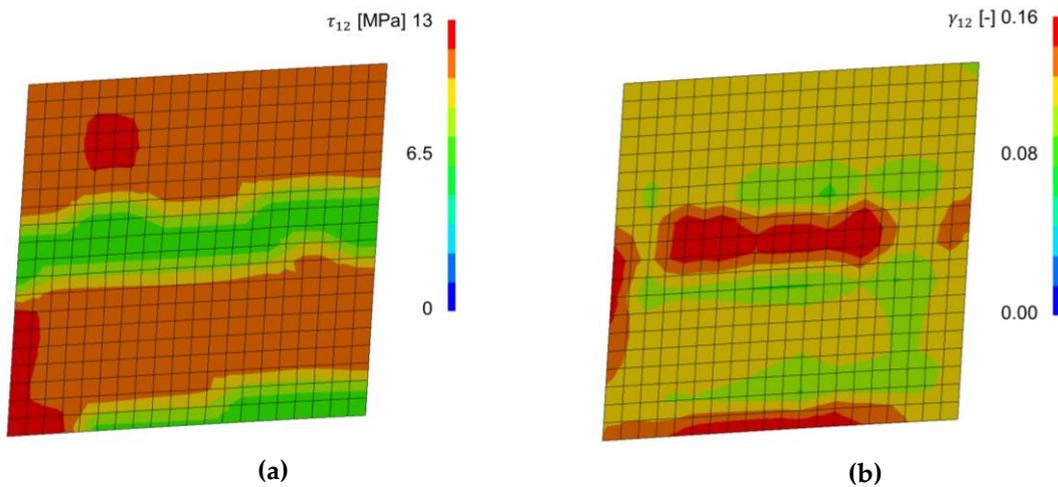


**Abbildung 5.14** Scherspannungs-Scherwinkel-Kurve von Experiment und Simulation.

Die Verteilung von Spannungen und Verzerrungen in der Scherrahmensimulation gleichen den Beobachtungen aus Abschnitt 5.3.2.1. Die Scherspannung war erwartungsgemäß in den Frühholz-Bereichen niedriger (Abbildung 5.15a), bei höherer Scherdehnung gegenüber den Spätholz-Bereichen (Abbildung 5.15b).

**Tabelle 5.4** Kalibriertes Parameterset aus der Simulation des Scherversuchs für Spätholz (SH) und Frühholz (FH)

<b>Part</b>	<b><math>G_{12}</math></b> [MPa]	<b><math>\tau_{12A}</math></b> [MPa]	<b><math>\gamma_{12A}</math></b> [-]	<b><math>S_C</math></b> [MPa]	<b><math>\gamma_{12,S}</math></b> [-]
SH	800	9	0,064	15	0,212
FH	300	7	0,15	8	0,360



**Abbildung 5.15** (a) Scherspannungsverteilung (b) Scherdehnungsverteilung in der Simulation des Scherversuchs ( $t_{plot} = 0,545$  s).

Grundsätzlich war der gemappte Ausschnitt einer Scherprobe, an dem die Parameter optimiert wurden, relativ klein. Somit erfolgte die Kalibrierung auf einen individuelleren Bereich. Damit sind die Eigenschaften stärker abhängig von der lokalen Anordnung und der Breite von Frühholz und Spätholz gegenüber einer größeren Zugprobe mit vielen Früh- und Spätholzzonen, was den Fehler bei der Übertragung auf größere Zuschnitte vergrößern könnte. Die Prüfung größerer Proben ist allerdings messtechnisch schwierig, wie in Abschnitt 3.2.1.5 beschrieben. Diese Fragestellung kann in weiterführenden Arbeiten tiefer analysiert werden.

### 5.3.2.3 Modellverhalten unter Druckbelastung

Die Erfassung des Materialverhaltens von Furnieren unter Drucklast, insbesondere im plastischen Bereich, ist messtechnisch schwierig, da das flächige Material dazu neigt, aus der Belastungsebene auszuweichen. Daher wurden die Kompressionsparameter zunächst auf Basis von verfügbaren Literaturdaten von Vollholz angenommen. Von NIEMZ und SONDEREGGER [1] wird das Verhältnis von Zug- zu Druckfestigkeit von Eschenvollholz bei Normalklima parallel zur Faser mit ca. 3:1 angegeben. Senkrecht zur Faserrichtung wurden die Druckfestigkeiten nur leicht niedriger gegenüber der Zugfestigkeit gemessen. Radial betrug das Verhältnis etwa 1,2:1, während die Festigkeit in tangentialer Richtung in Zug und Druck gleich hoch war. Die Asymmetrie in den Festigkeiten von Holz unter Zug- und Drucklast ist aus der Literatur gut bekannt [34]. Detaillierte Messungen von mechanischen Eigenschaften unter Zug- und Druckbelastung von Rotbuchenholz wurden von OZYHAR et al. [122] durchgeführt. Darin wurden die Eigenschaften auch in Abhängigkeit von der Holzfeuchte untersucht. Bei einem Feuchtegehalt von 16% wurde parallel zur Faserrichtung ein Zug-Druck-Verhältnis von 2,5:1 gemessen. Auch in radialer und tangentialer Richtung war die Druckfestigkeit unter erhöhter Feuchtigkeit mit 1,4:1 und 1,7:1 niedriger. Die Maximaldehnung wurde nur parallel zu Faserrichtung verglichen und betrug 1,11% unter Zuglast und 0,75% unter Druckbelastung. Auf Grundlage dieser Werte wurden die Druckfestigkeiten im Modell  $X_C$  und  $Y_C$  von Frühholz und Spätholz mit den Zug-Druck-Verhältnissen von 3:1 parallel zur Faserrichtung und 1,5:1 senkrecht zur Faserrichtung eingestellt (Tabelle 5.5).

**Tabelle 5.5** Kompressionsparameter basierend auf Literaturwerten für Spätholz (SH) und Frühholz (FH)

<b>Part</b>	<b><math>X_c</math></b> [MPa]	<b><math>Y_c</math></b> [MPa]	<b><math>\epsilon_{11,c}</math></b> [-]	<b><math>\epsilon_{22,c}</math></b> [-]
SH	24	18	0.026	0.078
FH	12	8	0.038	0.140

Auch die Dehnung bei Erreichen der Festigkeit  $\epsilon_{ij,c}$  wurde gegenüber der Zugdehnung  $\epsilon_{ij,T}$  um 30% reduziert angenommen. Unter Kompression in den Moden II und IV (Gleichung 4.4 und 4.6) kommt es beim Versagen aber nicht zwangsläufig zum Bruch wie in den Zug-Versagensmoden I und III (Gleichung 4.3 und 4.5), wo die Festigkeit mit einem sichtbaren Riss zusammenfällt. Unter zunehmenden Stauchungen der Fasern verhält sich das Material annähernd ideal plastisch. Für die Modellimplementierung dieses Verhaltens können die „SLIM“-Parameter in \*MAT\_058 genutzt werden (siehe auch BAUMANN et al. [123]). Für den Druckbereich  $\sigma_{ij} < 0$  kann mit  $SLIM_c = 1$  ideales Fließen eingestellt werden. Die Spannungen  $\sigma$  zum Zeitpunkt  $t$  ergeben sich dann im numerischen Inkrement aus:

$$\sigma_t = SLIM \cdot \sigma_{t-1} + C_t(\omega) \cdot \Delta\epsilon_t \quad 5.8$$

mit dem Verzerrungsinkrement:

$$\Delta\epsilon_t = \epsilon_t - \epsilon_{t-1} \quad 5.9$$

Entsprechend Gleichung (4.12) werden für  $\omega_{ij} = 1$  die Koeffizienten des Steifigkeitstensors zu 0. Die Spannungen werden aus dem vorangegangenen Zeitschritt  $t$  übernommen und das Material dehnt sich bei konstanter Spannung. Somit ist für das Versagen unter Drucklast keine Element-Erosion vorgesehen. Die Grenzen, bei denen Kompressionen in der Umformung ästhetisch inakzeptable Größenordnungen erreichen, müssen im zukünftigen Absicherungsprozess an konkreten Bauteilgeometrien ermittelt und evaluiert werden.

In OZYHAR et al. [122] wird neben den Festigkeiten die Asymmetrie der Steifigkeiten unter Zug- und Drucklast, am Beispiel von Rotbuchenholz, vermutet. Dieses Verhalten könnte in \*MAT\_058 über eine Lastkurve implementiert werden. Das Spannungs-Dehnungs-Verhalten des Materials erfolgt dann entlang der vordefinierten Kurve und kann somit in Zug- und Druckmoden unterschiedlich sein.

## 5.4 Schlussfolgerungen

Über die eingeführte Methode des Grauwert-Mappings können Frühholz- und Spätholz-Zonen auf ein FE-Netz übertragen werden. Die Generierung eines Modells mit Frühholz und Spätholz-Parts erfordert neben dem Zielnetz einen Scan der Holzoberfläche und die Definition weniger Parameter zur Unterscheidung der Jahrringzonen und für die Ausrichtung und Skalierung des Bildes im Input-Skript. Für die ringporige Holzart Esche lassen sich die Jahrringzonen mit der eingeführten Methodik sehr klar differenzieren. Für die Berücksichtigung der Eigenschaften von Früh- und Spätholz müssen separate Eingangsparameter bereitgestellt werden. Die Parameter für Frühholz- und Spätholz-Materialkarten wurden über ein Optimierungs-Schema im Zug- und Scherversuch identifiziert. Die vollständigen Materialkarten mit den identifizierten Parametern finden sich im Anhang A-3.

Der Vergleich der Simulationen mit kalibrierten Parametersets mit den Ergebnissen der Experimente hat gezeigt, dass das gewählte Materialmodell die Eigenschaften des analysierten Furnierlaminats sehr gut abbildet. Die globalen Kraft-Verschiebungs-Kurven bzw. Scherspannungs-Scherwinkel-Kurven der Modelle ergaben eine sehr gute Übereinstimmung mit den Messkurven der Experimente. Über die Modelle der Zug- und Scherproben ergaben sich die charakteristischen Dehnfelder durch die niedrigere Steifigkeit der Frühholzzone (Abschnitt 3.3.2). Bei transversaler Belastungsrichtung im Zugversuch wurde der Bruch über eine Frühholzzone induziert.

Die identifizierten Parameter sind abhängig von der FE-Netzdichte, dem Schwellwert  $q$  und dem gewählten Lösungsraum der Variablen. Somit sind die absoluten Werte der Parameter nicht physikalisch begründet. Die Modellannahme ermöglicht die Abbildung der relativen Unterschiede der Früh- und Spätholzzonen. Darüber kann das charakteristische Deformationsverhalten und das lokale Versagensverhalten, das experimentell in Kapitel 3 beobachtet wurde, simuliert werden. Für den Entwicklungsprozess können, über die Anwendung dieser Prozesskette, die gestalterischen Anforderungen an ein gewünschtes Furnierbild auf Modelle der Umformsimulation übertragen werden. Die entwickelte Methode des Grauwert-Mappings ermöglicht somit die Absicherung konkreter Holzoberflächen über die Simulation von finite-Elemente-Zwillingen. Damit kann sichergestellt werden, dass eine Zier-  
teilgeometrie mit der gesamten Bandbreite an Ausprägungen der Furnierbilder umformbar ist, was im folgenden Kapitel gezeigt wird.

## 6 Validierung des Modellierungsansatzes

### 6.1 Einleitung

Die in Kapitel 5 eingeführte Prozesskette, mit der Diskretisierung der Jahrringzonen und den kalibrierten Materialkarten, wird im folgenden Kapitel validiert. Der Einfluss der Früh- und Spätholzzonen auf das Deformations- und Bruchverhalten wird in unterschiedlichen Lastfällen analysiert und experimentellen Ergebnissen gegenübergestellt.

Die Streuung der Simulationsergebnisse in Abhängigkeit von variierenden Furnierstrukturen wird zunächst in einer stochastischen Studie im Zugversuch untersucht. Dabei werden Simulationen an Zugprobenmodellen mit unterschiedlich verteilten Früh- und Spätholzzonen durchgeführt. In der Analyse wird der Einfluss der diskretisierten Jahrringstruktur auf die Festigkeit und die Bruchdehnung der Modelle analysiert und experimentellen Ergebnissen aus Abschnitt 3.2.2.1 gegenübergestellt.

Die Validierung des Modellierungsansatzes unter 3D-Tiefziehbedingungen erfolgt in der Simulation des Nakajima-Versuchs. Hier wird eine nähere Analyse von Dehnfeldern und der Abbildung von Rissen unter variierenden Spannungszuständen durchgeführt. Die Ergebnisse werden mit den Messungen aus Abschnitt 3.3.2 verglichen.

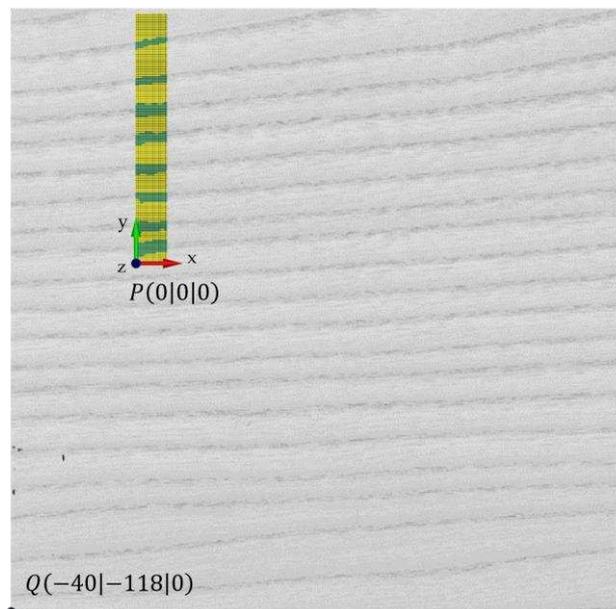
Zuletzt wird die entwickelte virtuelle Prozesskette in der Umformsimulation eines Bauteils angewendet. Für die Validierung der eingeführten Methoden in einem konkreten Umformscenario wird ein Bauteil aus dem laufenden Serienprozess der Baureihe Mercedes-Benz X167 (GLS) gewählt. Zunächst werden vliesstoffkaschierte Proben umgeformt. Diese Umformung stellt den Absicherungsprozess dar, der simulativ zu ersetzen ist. Für die Proben werden unterschiedliche Ausprägungen der Holztextur ausgewählt, um den Einfluss der individuellen Anordnung von Früh- und Spätholzzonen auf die Umformergebnisse zu analysieren. Über das Grauwert-Mapping werden finite-Elemente-Zwillinge der Umformproben erstellt. In einer zweistufigen Umformsimulation wird der virtuelle Umformprozess umgesetzt. Die Ergebnisse der Umformsimulationen werden dann mit den Einzelergebnissen der realen Umformung verglichen, um die entwickelten Methoden final auf ihre Anwendbarkeit im Absicherungsprozess von Zierteilen mit Holzoberflächen zu bewerten. Die Studie ist in ZERBST et al. [124] veröffentlicht

Die Simulationen der Modelle des Nakajima-Versuchs und des Demonstrator-Bauteils erfolgten auf einem Hochleistungs-Rechencluster. Der Cluster wird mit CentOS Linux betrieben und verwendet CPUs mit x86-Architektur verschiedener Generationen, aufgrund von kontinuierlichen Anpassungen der Hardware. Die Berechnungen liefen auf 96 physikalischen Kernen mit 5 Gb RAM pro Kern. Es wurden MPP-Versionen von LS-DYNA, mit Single- und Double-Precision, der Versionen R9.3 und R11.1 verwendet.

## 6.2 Validierung der numerischen Parameterstreuung in einer stochastischen Analyse

### 6.2.1 Aufbau von FE-Modellen des Zugversuchs unter Variation der Jahrringstruktur

Zur Untersuchung des Versagens in Abhängigkeit von der individuellen Verteilung von Frühholz- und Spätholz-Zonen wurde eine stochastische Analyse durchgeführt. Dafür wurden jeweils zehn Proben in Richtung parallel und senkrecht zur Faserorientierung in Simulationen des Zugversuchs betrachtet. Der grundsätzliche FE-Modellaufbau des Zugversuchs erfolgte analog zu Abschnitt 5.3.1.2. Die Proben wurden mit der Grauwert-Mapping-Methode nach Abschnitt 5.2 erstellt. Als Quellgrafik wurde die PGM-Datei aus Abbildung 5.4a verwendet und relativ zum Koordinatensystem des Zielnetzes verschoben, sodass verschiedene Verteilungen der Frühholz und Spätholz-Parts für die FE-Zugproben erzeugt wurden. Der Grafik-Koordinatenursprung  $Q$  wurde dazu im Mapping Input-Deck zufällig verschoben und, für die faserparallelen FE-Proben, zusätzlich um  $90^\circ$  rotiert (Abbildung 6.1). Die kalibrierten Materialkarten aus Abschnitt 5.3.2 wurden für die Parts hinterlegt. Die numerischen Ergebnisse wurden den experimentellen Ergebnissen aus Abschnitt 3.2.2.1 gegenübergestellt.

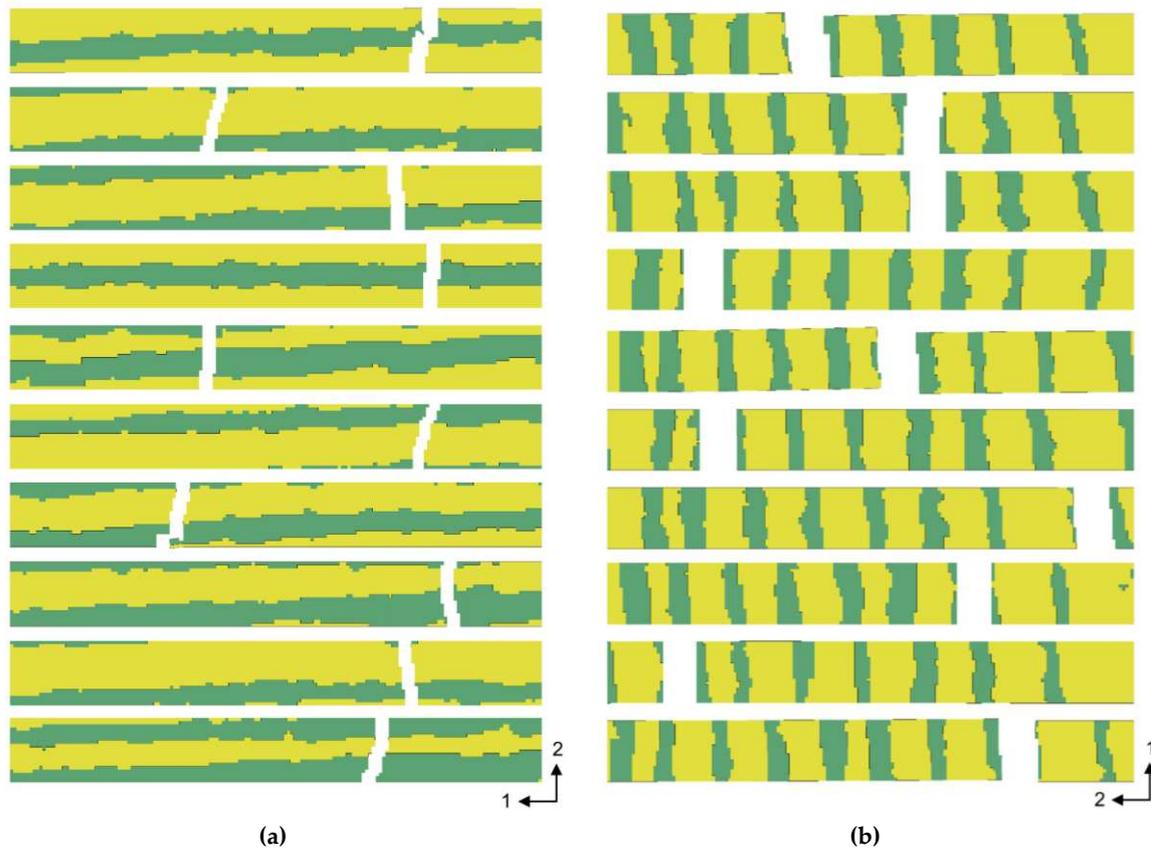


**Abbildung 6.1** Verschiebung der Quellgrafik zur Erzeugung von FE-Zugproben mit unterschiedlichen Verteilungen von Frühholz- und Spätholz-Parts.

### 6.2.2 Simulationsergebnisse

Alle FE-Zugproben zeigten das charakteristische Versagensverhalten, das in den Experimenten beobachtet wurde. Der Bruch der Proben, der durch die Elementerosion simuliert wurde, lokalisierte sich in Abhängigkeit von der geometrischen Anordnung der Frühholz- und Spätholz-Parts. Die longitudinalen FE-Proben versagten in Bereichen mit größeren Anteilen an Frühholz (Abbildung 6.2a). Aufgrund der niedrigeren Festigkeit waren dies die schwächsten Probenquerschnitte. Unter Zuglast senkrecht zur Faserrichtung traten die

Risse für alle FE-Proben ausschließlich in Frühholz-Zonen auf, wie es auch im Experiment beobachtet wurde (Abbildung 6.2b).

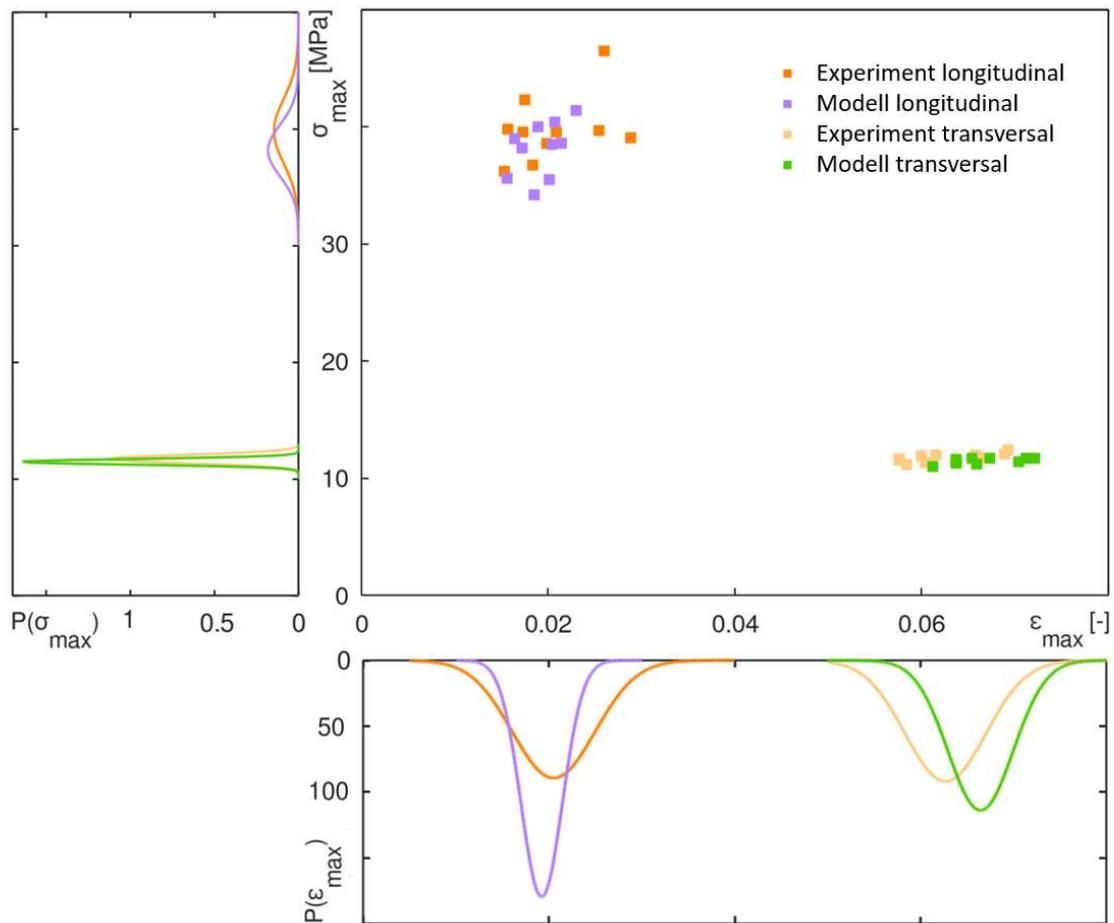


**Abbildung 6.2** Risse an FE-Zugproben nach Versagen an (a) longitudinalen Zugproben (b) transversalen Zugproben.

Die Verteilung der Zugfestigkeit und der Bruchdehnung der FE-Modelle wurde mit der Verteilung der Messwerte verglichen. Die Ergebnisse werden als normalverteilt angenommen und werden nachfolgend mit der Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion  $W(x)$  dargestellt (Abbildung 6.3).

$$W(x) = \frac{1}{\sigma_x \sqrt{2\pi}} \exp \left[ -\frac{1}{2} \left( \frac{x - \mu}{\sigma_x} \right)^2 \right], \quad 6.1$$

Dabei ist  $x$  die Zufallsvariable,  $\mu$  ist der Mittelwert und  $\sigma_x^2$  ist die Varianz.



**Abbildung 6.3** Wahrscheinlichkeitsdichten von Festigkeit und Bruchdehnung der Zugproben des Experiments und der FE-Modelle.

Grundsätzlich ergab die FE-Analyse die gleiche charakteristische Verteilung wie die Ergebnisse des Experiments. Die Variation der transversalen Festigkeit war sehr niedrig, da sich diese immer auf eine spezifische Frühholz-Zone einer FE-Zugprobe bezog (Abbildung 6.3). Die longitudinale Festigkeit wies eine höhere Streuung auf. Hier variieren die strukturellen Bedingungen über eine Bruchfläche mit dem Anteil an Frühholz und Spätholz.

Die Bruchdehnungen der FE-Zugproben wiesen transversal zur Faserrichtung eine geringere Varianz, gegenüber der longitudinalen Lastrichtung, auf. Die Dehnungsantwort einer Zugprobe ist die Summe vieler, in Reihe geschalteter Frühholz- und Spätholz-Zonen. Damit ist die maximale Dehnung ein verschmierter Wert. Auf der anderen Seite ist die Antwort der longitudinalen Probe, wie zuvor beschrieben, abhängig von der individuellen Frühholz-Spätholz-Konfiguration an der Stelle des Versagens. Dieser Zusammenhang wurde im Experiment nicht gefunden, könnte aber in Messungen mit größerer Probenanzahl aufkommen.

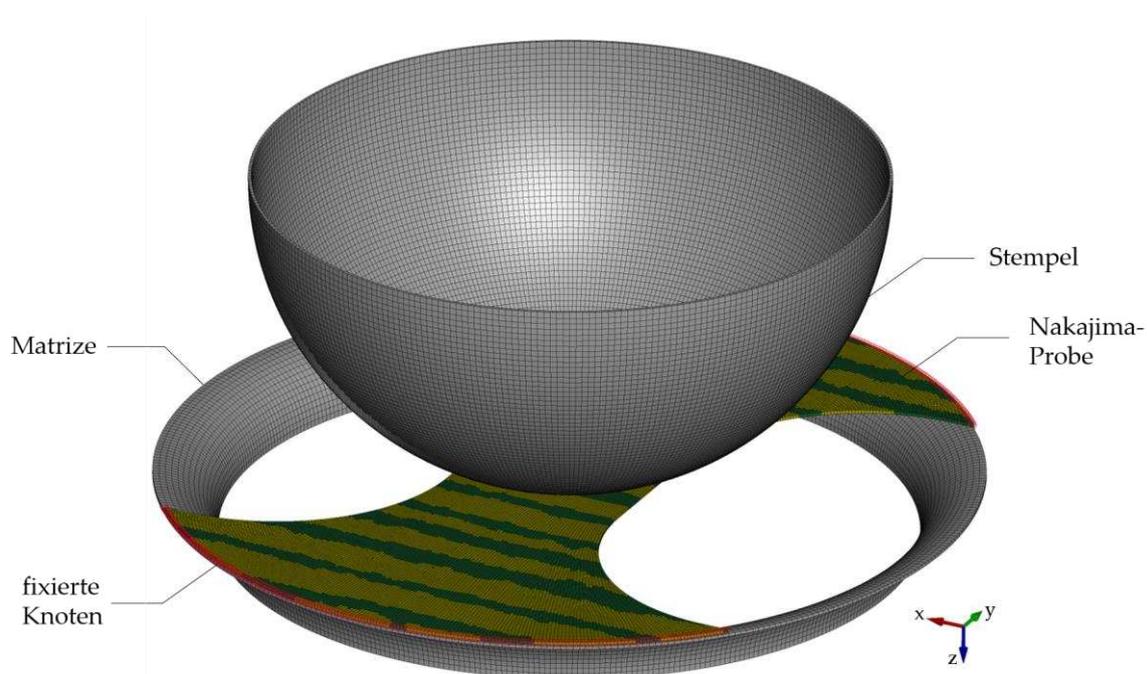
Unterschiede in den Mittelwerten und Varianzen zwischen den Simulationen und Experimenten werden durch die unterschiedliche Probenentnahme im Zuschnitt und durch das Mapping verursacht. Grundsätzlich war die Varianz in der Simulation geringer. Die Versa-

genseigenschaften des natürlichen Furnierlaminates variieren nicht nur durch die geometrische Anordnung und die strukturellen Unterschiede der beiden Zonen der Jahrringe. Die Eigenschaften variieren zusätzlich auf mikrostruktureller Ebene mit dem Mikrofibrillenwinkel und der Zellwanddicke. Im Experiment kann eine ganz individuelle Inhomogenität, wie eine besonders große Pore, den wirksamen Querschnitt schwächen und damit den Riss auslösen. Des Weiteren wird das Material in der Simulation als transversal-isotrop angenommen. Die Verschmierung der 2-3-Ebene verringert zusätzlich die Streuung der Simulationsergebnisse.

### 6.3 Validierung des Modell-Deformations- und Bruchverhaltens unter Tiefziehbelastung

#### 6.3.1 Aufbau eines FE-Modells des Nakajima-Versuchs

Eine Analyse des Versagens- und Deformationsverhaltens unter dreidimensionaler Tiefziehbelastung erfolgte in der Simulation des Nakajima-Versuchs. Das Berechnungsmodell berücksichtigt lediglich den umzuformenden Bereich des Rohteils sowie die Wirkflächen der Werkzeuge aus diesem Ausschnitt. Es wird angenommen, dass durch den Anpressdruck des Niederhalters keinerlei Bewegung des Rohteils stattfindet und das Umformergebnis durch diese Bedingung nicht beeinflusst wird. Die Einspannung des Rohteils durch den Niederhalter wurde über die Fixierung der Knoten auf den äußeren Kanten realisiert (Abbildung 6.4).

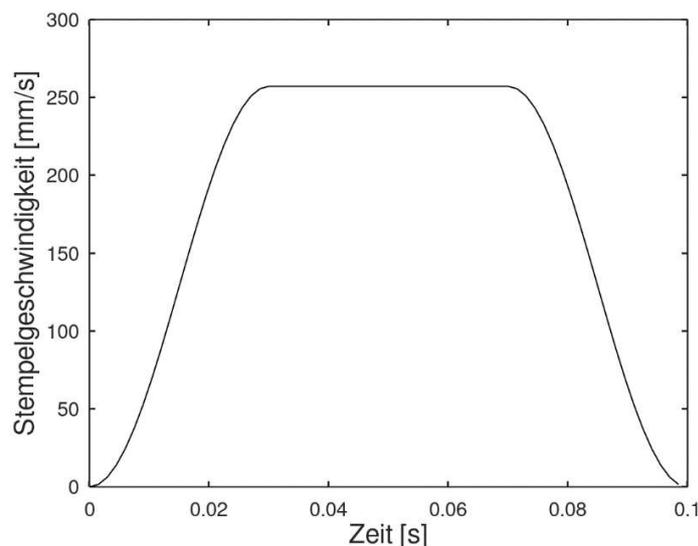


**Abbildung 6.4** FE-Modell des Nakajima-Versuchs mit Probengeometrie S30.

Es wird angenommen, dass die Deformationen in den Werkzeugen klein gegenüber den Deformationen im Furnierlaminat sind. Daher wurden Stempel und Matrize als Starrkörper

definiert, um den Rechenaufwand einzugrenzen. Die Matrize wurde fixiert, während auf den Stempel ein Pfad von 18 mm in z-Richtung aufgebracht wurde.

Wie im Experiment wurden vier Modelle für die Probengeometrien (S245, S125, S70 und S30) mit der Grauwert-Mapping-Methode aufgebaut (siehe Abschnitt 3.3.1). Die Zielnetze für das Mapping wurden mit Schalenelementen mit einer mittleren Kantenlänge von 0,5 mm vernetzt. Als Quellgrafik wurde erneut Abbildung 5.4 verwendet, um die Frühholz- und Spätholz-Struktur zu erzeugen. Für die Rohteile wurden vollintegrierte Schalenelemente (Elementformulierung Nr. 16 [33]) verwendet und sieben Integrationsebenen über eine Dicke von 0.5 mm definiert. Die Anzahl an Elementen der S245-Probe betrug 54117. Für den Kontakt zwischen Rohteil und Werkzeugteilen wurde Fläche-Fläche-Kontakt berücksichtigt. Bei MC KENZIE und KARPOVICH [125] werden Reibkoeffizienten für Holz-Metallpaarungen verschiedener Holzarten und Metalloberflächenrauheiten unter verschiedenen Geschwindigkeiten angegeben. Bei niedriger Gleitgeschwindigkeit und einer polierten Metalloberfläche werden dort Werte zwischen 0,08 und 0,21 für verschiedene Holzarten angegeben. Auf Basis dieser Werte wurde der Reibkoeffizient in den Kontakten zwischen Werkzeug und vliesstoffkaschiertem Furnier, in erster Näherung, mit 0,15 angenommen.



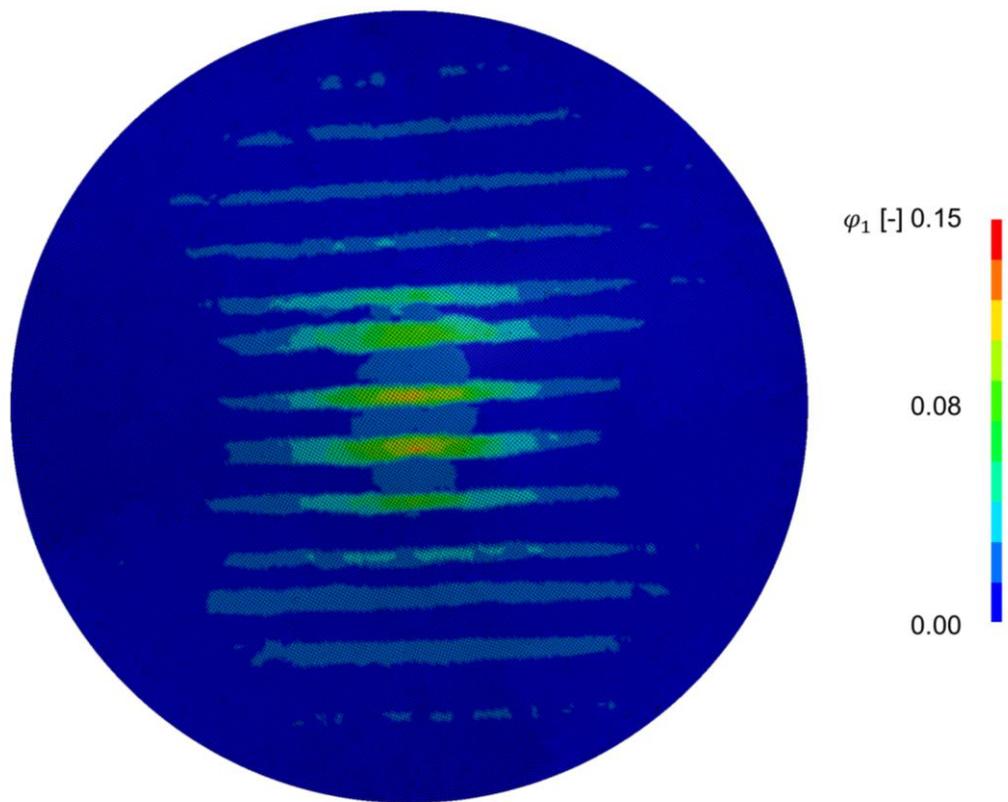
**Abbildung 6.5** Geschwindigkeit des Stempels während des Tiefziehvorgangs.

Für die Berechnung wurde ein explizites Lösungsverfahren verwendet (siehe Abschnitt 2.5). Um die Rechenzeit gering zu halten, wurde die Prozessgeschwindigkeit iterativ erhöht bis erste kinetische Effekte auftraten. Zur Erhaltung der numerischen Stabilität wurde die Stempelgeschwindigkeit zu Beginn der Simulation bei einsetzendem Werkzeugkontakt und am Ende während des Versagensprozesses reduziert (Abbildung 6.5). Zusätzlich wurde der Zeitschritt mithilfe der Masseskalierung erhöht. Auch hier wurde beachtet, dass die kinetische Energie gegenüber der internen Energie niedriger verläuft. Eine ausführliche Diskussion zum Einsatz von expliziten Verfahren der Zeitintegration bei quasi-statischen Problemen sowie Verfahren zur Erhöhung des Rechenzeitschritts geben SCHWEIZERHOF und WALZ in [126]. Mit den verwendeten Einstellungen betrug die Rechenzeit der S245-Probe 11 Minuten auf dem in der Einleitung beschriebenen Rechencluster.

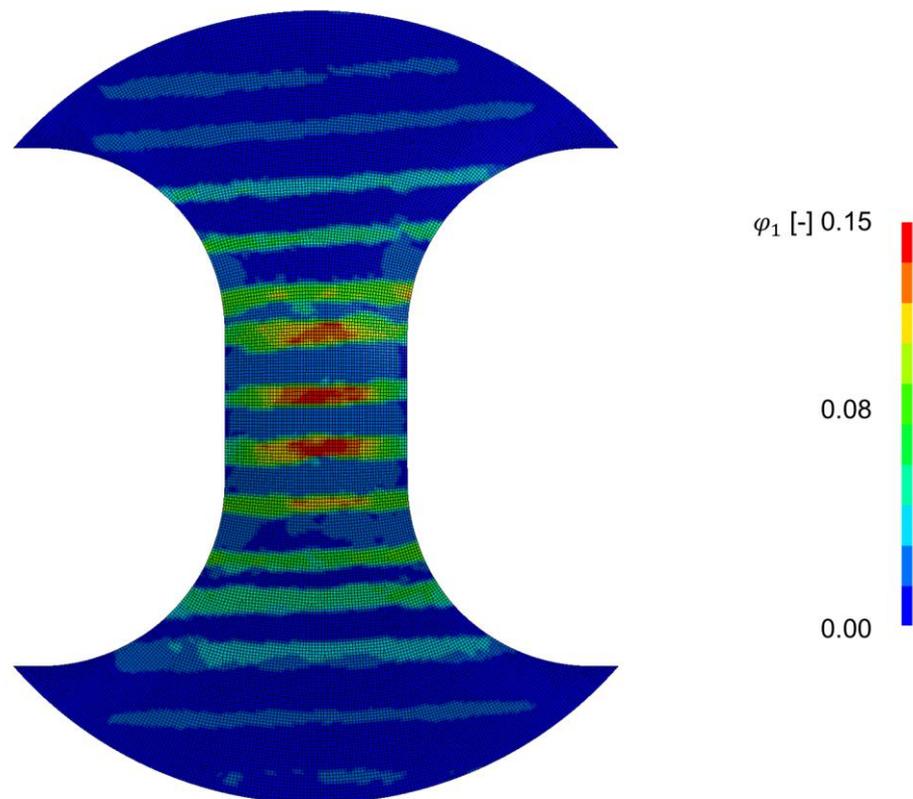
Die verwendeten Materialkarten wurden auf Versuche nach Wasserlagerung kalibriert. Daher werden die Simulationen mit der Nakajima-Versuchsreihe nach Wasserlagerung verglichen.

### 6.3.2 Simulationsergebnisse

Die FE-Proben mit der diskretisierten Jahrringstruktur zeigten die gleiche charakteristische Dehnungsverteilung wie sie im Experiment mit der Bildkorrelationsmessung beobachtet wurde. In Hauptumformrichtung  $\varphi_1$  konzentrierte sich die Dehnung auf die Frühholzzone (Vergleich Abbildung 3.12 und Abbildung 3.13). Wie bereits in Abschnitt 5.3.2.1 erklärt wurde, sind die Früh- und Spätholz-Materialkarten auf die Modellannahme von zwei Parts kalibriert und damit nicht physikalisch begründet. Somit war die maximale Dehnung im Experiment grundsätzlich höher, da hier auf einer niedrigeren Längeneinheit gemessen wurde. Zudem wird in der Modellannahme von zwei Jahrringzonen ohne Übergang der Dehnungsverlauf innerhalb der Zonen homogenisiert (Abbildung 6.6).



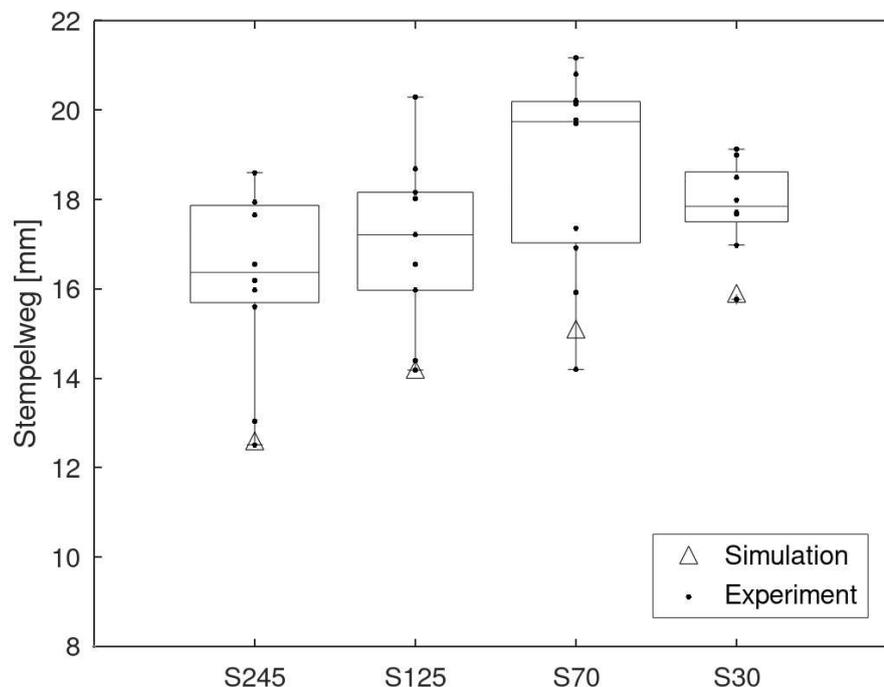
(a)



(b)

**Abbildung 6.6** Simulierter Hauptumformgrad an der oberen Integrationsebene vor Versagen für (a) Probe S245  $t_{plot} = 0.0606$  s (b) Probe S30  $t_{plot} = 0.0774$  s.

Die Auswertung des Stempelweges bis zum Bruch der Probe zeigte grundsätzlich die Abhängigkeit von der Probengeometrie. Der Weg bis zum Bruch der Probe stieg von S245 bis S30 an. Die Ursache dafür liegt in den unterschiedlichen Steifigkeiten in den Hauptrichtungen. Je weniger die Deformation der Probe durch die hohe Steifigkeit parallel zur Faserrichtung behindert wird, desto besser kann sich die Dehnung in Richtung senkrecht zur Faserrichtung auf die Frühholz-Zonen verteilen. Dieses Verhalten wäre auch im Versuch zu erwarten gewesen, konnte aber aufgrund der hohen Variation der Messwerte für die Messreihe nach Wasserlagerung nicht eindeutig bestätigt werden. Grundsätzlich war der Stempelweg bis zum Bruch der Proben in der Simulation niedriger, lag aber noch am unteren Rand der breiten Streuung der experimentellen Ergebnisse (Abbildung 6.7). Eine mögliche Ursache für die niedrigeren Werte könnte im Biegeverhalten des Modells liegen, das in dieser Arbeit aber nicht näher analysiert wurde.



**Abbildung 6.7** Stempelweg bis zum Bruch in Simulation und Experiment nach Wasserlagerung.

In der Simulation zeigte sich, dass das Risswachstum mit einem abrupten Spannungsabfall nach Erreichen der Festigkeit zu schnell ist. Nachdem ein einzelnes Element seine Festigkeit erreicht hat und seine Steifigkeit mit den Gleichungen 4.15-4.17 zu 0 degradiert, müssen die Nachbarelemente höhere Spannungen übertragen und die Elemente erodieren innerhalb weniger Zeitschritte. Eine realistische Rissentwicklung unter Zugbelastung konnte umgesetzt werden, indem die Werte für die Parameter  $SLIM_{T1}$  und  $SLIM_{T2}$  auf 0,5 gesetzt wurden. Dabei wird die Spannung nach dem Versagen unter Zugbelastung auf 50% der Zugfestigkeit konstant gehalten, bis das Kriterium für die Elementerosion erreicht wird (siehe Gleichung 5.8). Dieses Verhalten konnte auch in den Versuchen beobachtet werden. Nachdem die Furnierschicht bereits einen Riss zeigte, hielten einige Fasern des Vliesstoffes noch zusammen und konnten entsprechend geringe Kräfte übertragen.

Zur Analyse des Bruchverhaltens wurden die Bruchbilder der Simulationen mit den Bruchbildern aus dem Experiment verglichen (Abschnitt 3.3.2). Dabei stimmten die Simulationsergebnisse sehr gut mit den Beobachtungen am Experiment überein. Die S245-Probe versagte, infolge der umlaufenden Einspannung, durch die geringere Dehnungskapazität in Faserlängsrichtung. Das Risswachstum erfolgte über die individuelle, lokale Anordnung von Elementen der Frühholz- und Spätholz-Parts. Dabei wurde der Bruch außerhalb der Mitte ausgelöst, wie es auch im Experiment beobachtet wurde (Abbildung 6.8; Vergleich Abbildung 3.14a).



**Abbildung 6.8** Rissentwicklung von Probe S245 von  $t_{plot}=0.0639$  s zu  $t_{plot}=0.0673$  s.

Am Modell der S125-Geometrie führt eine Wölbung der Probe zunächst zur Rissbildung an den Probenkanten zu Beginn der Ausschnitte. Mit fortschreitender Deformation durch den Stempel beginnt die Rissbildung in einer Frühholz-Zone in der Probenmitte und setzt sich parallel zur Faserrichtung fort (Abbildung 6.9; Vergleich Abbildung 3.14b).

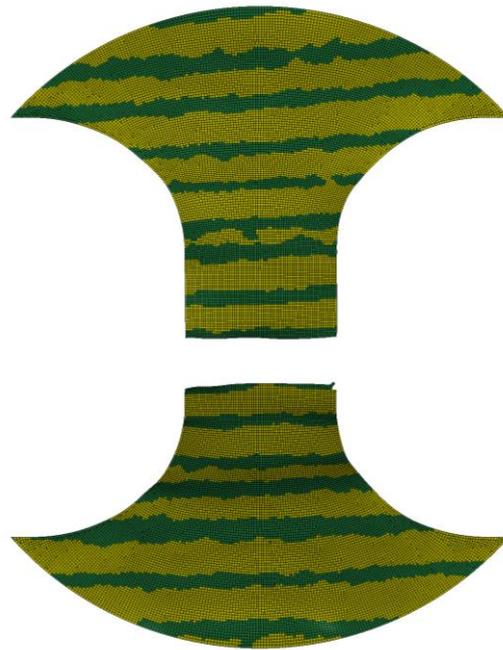


**Abbildung 6.9** Rissentwicklung von Probe S125 von Plotstate  $t_{plot} = 0.0706$  s zu  $t_{plot} = 0.0727$  s.

Die S70- und S30-Proben versagten mit einem faserparallelen Riss in einer Frühholz-Zone in der Probenmitte, wie es bereits die Simulation des Zugversuchs gezeigt hatte (Abbildung 6.10, Abbildung 6.11; Vergleich Abbildung 3.14c, Abbildung 3.14d).



**Abbildung 6.10** Riss an Probe S70 ( $t_{plot}=0.0767$  s)



**Abbildung 6.11** Riss an Probe S30 ( $t_{plot}=0.0787$  s)

Insgesamt zeigten die Simulationen des Nakajima-Versuchs das gleiche charakteristische Bruchbild, das auch in den Experimenten beobachtet wurde und durch die Jahrringstruktur des Furniers hervorgerufen wurde.

## 6.4 Numerische Analyse der Umformung einer Zierteiloberfläche

### 6.4.1 Experimentelle Analyse der Umformung einer Zierteiloberfläche

Um die Methode des Grauwert-Mapping in der Umformsimulation zu analysieren, wurden Umformungen von Holzoberflächen für ein Bauteil durchgeführt und mit Simulationen verglichen. Die Umformung wurde wie im Serienprozess der Zierteilfertigung durchgeführt, wie er in Abschnitt 2.3.1 in Prozessschritt 5 beschrieben wurde. Als Demonstrator-Bauteil wurde ein Holzeinleger der Handballenaufgabe der Baureihe Mercedes-Benz X167 gewählt (Abbildung 6.12, siehe auch Abbildung 1.1 und Abbildung 2.3). Dieses Bauteil ist verhältnismäßig klein und somit mit der kalibrierten Ziel-Elementgröße weniger rechenaufwendig. Zudem ist das Umformergebnis einer kleineren Zierteiloberfläche mit wenigen Früh- und Spätholzzonen stärker abhängig von deren individueller Geometrie, gegenüber größeren Zuschnitten, bei denen der individuelle Effekt zunehmend homogenisiert wird.

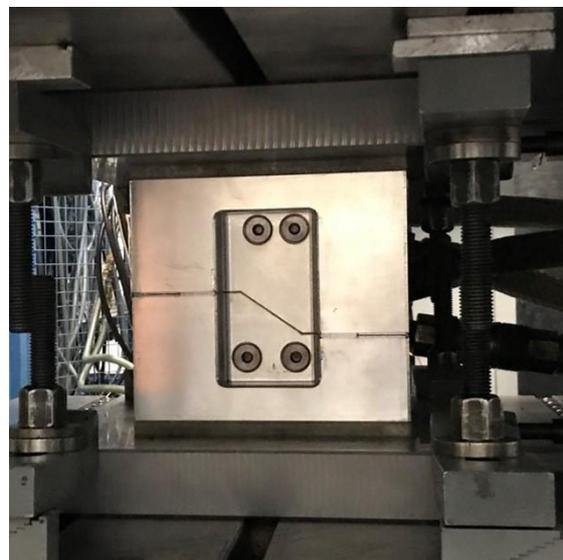


**Abbildung 6.12** Schwarzer Holzeinleger der Handballenauflage der Baureihe Mercedes-Benz X167 (Maybach) in der Mittelkonsole.

Das Umformwerkzeug ist in Aluminium ausgeführt. Gegenüber anderen Werkzeugen, mit mehrstufigem Aufbau für eine segmentweise Umformung, ist das Demonstrator-Werkzeug eher einfach aufgebaut. Es besteht aus einer Patrizie und einer Matrize zur Ausformung der Topologie und zwei zylindrischen Stiften zur Fixierung, auf die das Rohteil mit Löchern aufgesteckt wird (Abbildung 6.13a).



(a)

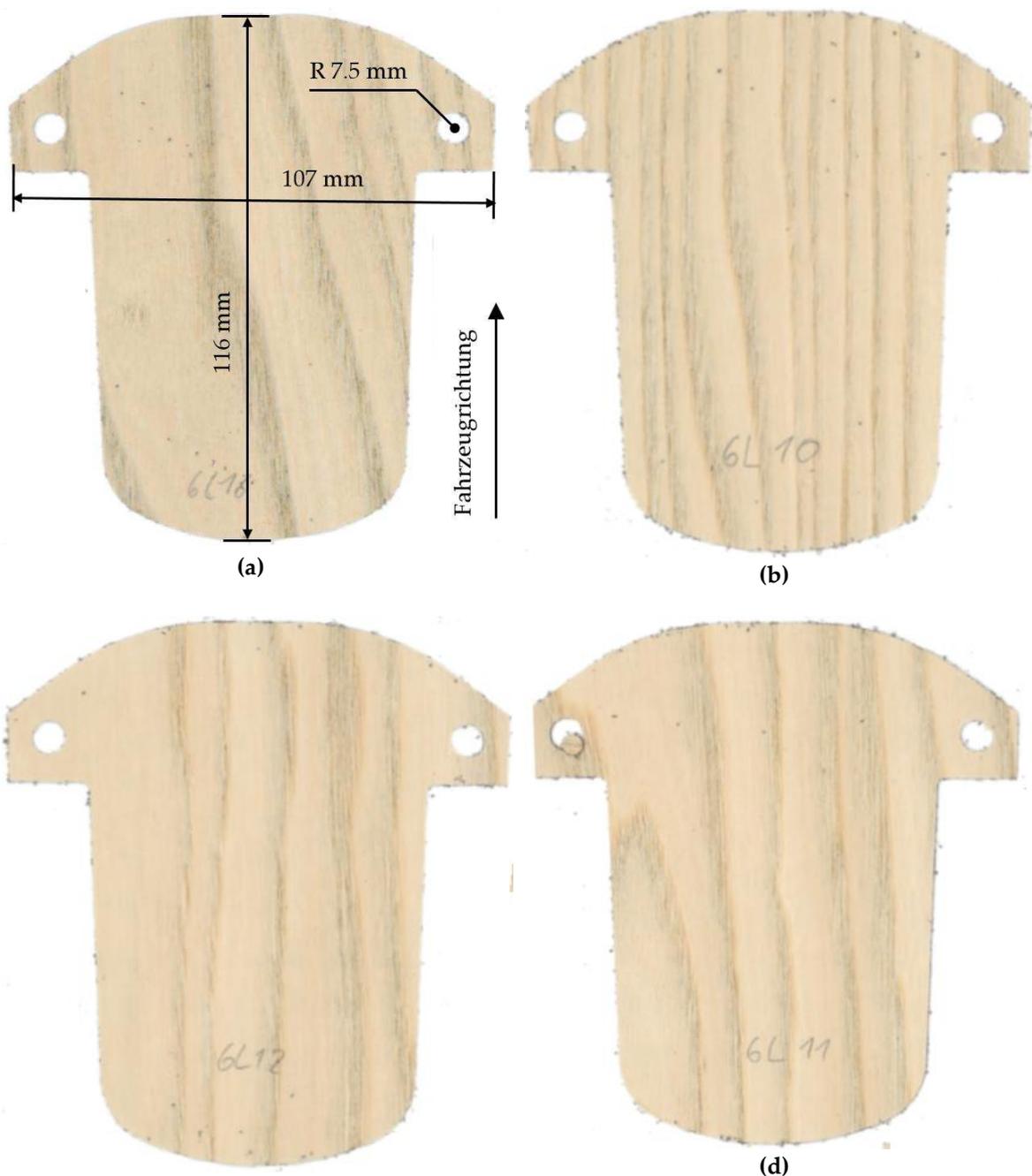


(b)

**Abbildung 6.13** (a) Matrizie mit Fixierungsstiften (b) geschlossenes Werkzeug in der Umformpresse.

Es wurden zehn Rohteile aus kaschiertem Furnier umgeformt. Dabei wurde die gleiche Probengeometrie verwendet, die im Serienprozess eingesetzt wird. Der Zuschnitt erfolgte mit einer CNC-gesteuerten Oberfräse. Zur Analyse des Einflusses der Jahrringstruktur auf das Umformergebnis wurde eine Bandbreite verschiedener Esche-Furniere verwendet. Diese

Bandbreite entspricht Furniermustern, wie sie auch in Mercedes-Benz-Fahrzeugen eingesetzt werden. Es wurden verschiedene Messerfurniere und Schälfurniere aus unterschiedlichen Chargen umgeformt. Die Faserrichtung wurde auf den Proben parallel und senkrecht zur Fahrzeugrichtung orientiert (Abbildung 6.14a), um den Einfluss der Anisotropie auf das Umformergebnis zu untersuchen. Dabei wurden sieben von neun Eschenholzproben parallel ausgerichtet, da dies den kritischeren Absicherungsfall darstellt (Abbildung 6.14a-g). Die übrigen beiden Proben wurden senkrecht ausgerichtet (Abbildung 6.14h,i). Zusätzlich wurde ein Ahorn-Furnier verwendet, um auch eine eher homogene Holzart, ohne stark ausgeprägte Frühholz- und Spätholz-Struktur, als Referenz zu vergleichen (Abbildung 6.14j). Die Probenbezeichnung erfolgt über eine fortlaufende Nummer. Zusätzlich erhalten die Nummern einen Index zur Nennung der Faserorientierung relativ zur Fahrzeugrichtung (parallel:  $\parallel$  oder senkrecht:  $\perp$ ).



(c)



(e)

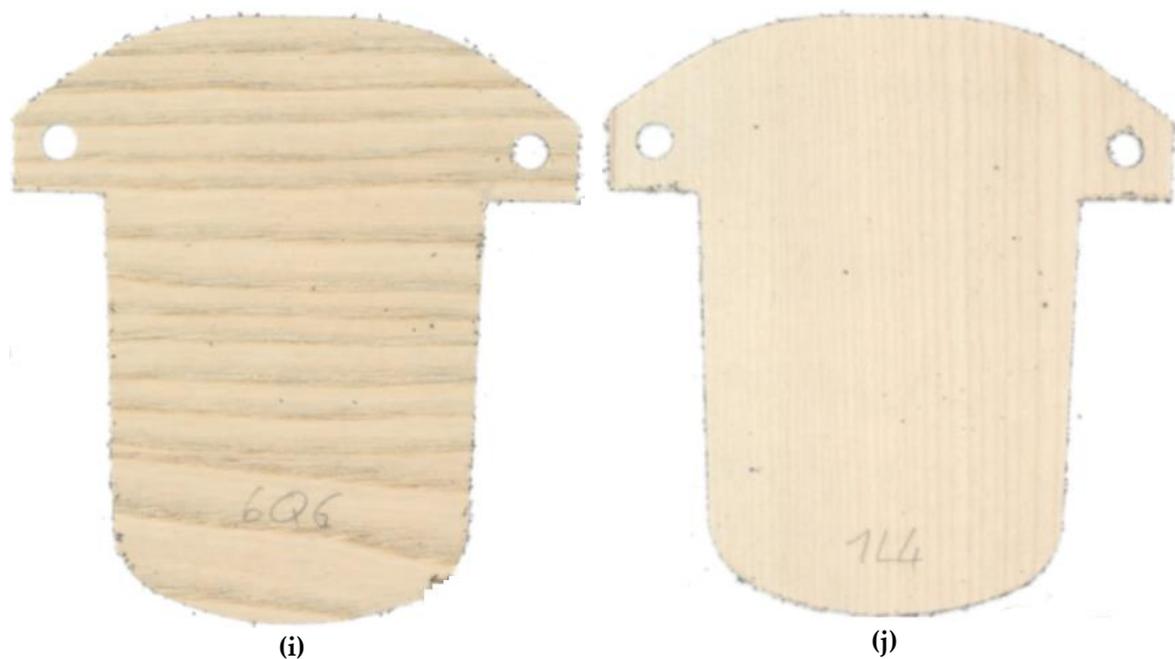


(f)

(g)



(h)



**Abbildung 6.14** Quellgrafiken der Probenzuschnitte für die Umformung mit variierenden Jahrring-Strukturen und Faserorientierungen. Einzelproben (a)  $1_{\parallel}$  (b)  $2_{\parallel}$  (c)  $3_{\parallel}$  (d)  $4_{\parallel}$  (e)  $5_{\parallel}$  (f)  $6_{\parallel}$  (g)  $7_{\parallel}$  (h)  $1_{\perp}$  (i)  $2_{\perp}$  (j)  $A_{\parallel}$  (Ahorn)

Die Proben wurden, wie zuvor in den Experimenten, wassergelagert (siehe Abschnitt 3.2.1.2). Das Werkzeug wurde auf eine konstante Temperatur von  $140^{\circ}\text{C}$  erhitzt, wie es auch im Serienprozess gemacht wird. Anschließend wurden die Rohteile auf die Fixierstifte aufgesteckt und das Werkzeug zugefahren. Dabei wurde die Patuze mit hoher Geschwindigkeit bis auf einen Abstand von 10 mm zur Matrize gefahren und dann mit einer Geschwindigkeit von 1mm/s vollständig geschlossen.

Zur besseren Vergleichbarkeit mit den Simulationen werden die Umformergebnisse in den Abschnitten 6.4.2.2 und 6.4.3.2 gemeinsam mit den numerischen Ergebnissen dargestellt.

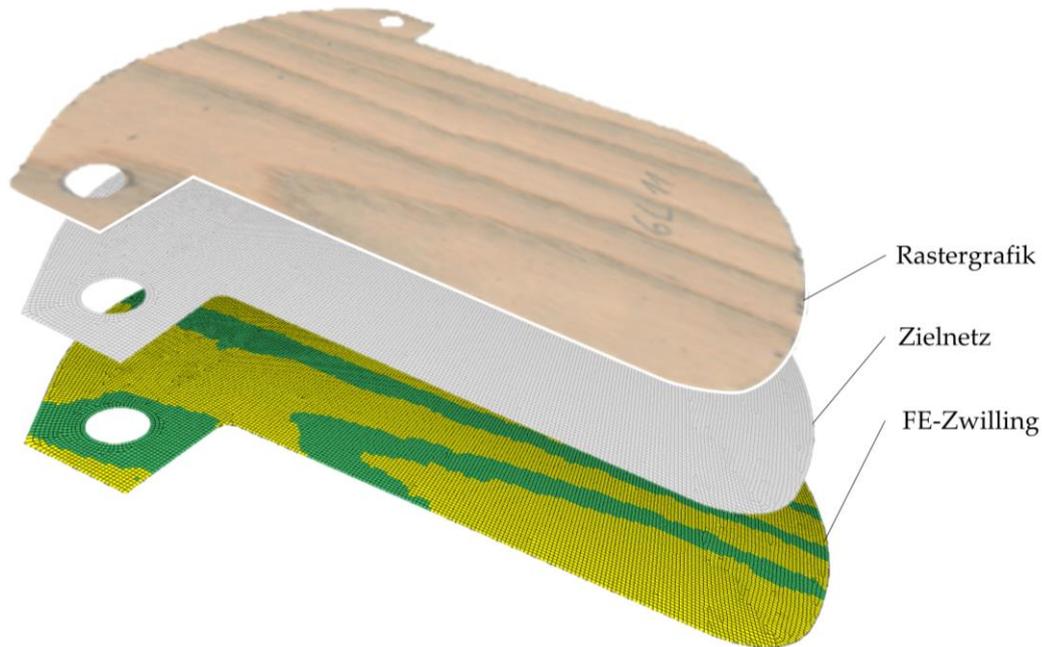
## 6.4.2 Simulation Umformprozess Schritt 1: Schwerkraftsimulation

### 6.4.2.1 Aufbau des Rechenmodells

Die Simulation des Umformvorgangs erfolgte in zwei Stufen. Über eine Schwerkraftsimulation wurde zunächst die realitätsnahe Positionierung und Durchbiegung des Rohteils im Umformwerkzeug realisiert.

Um das strukturbedingte Umformverhalten im realen und im virtuellen Umformprozess zu vergleichen, wurden über das Grauwert-Mapping finite-Elemente-Zwillinge der Umformproben erzeugt (Abbildung 6.15). Die Rohteile wurden mit Schalenelementen mit mittlerer Elementkantenlänge von 0.5 mm vernetzt. Die Anzahl an vollintegrierten annähernd quadratischen Schalenelementen des Rohteils betrug dabei 34591. Als Quellgrafik für die Übertragung der Jahrringstruktur wurden die Scans der Proben verwendet (Abbildungen 6.13a-

i). Der Schwellwert wurde dabei für jede Probe individuell so eingestellt, dass die Jahrringgrenzen von Grafik und Netz übereinstimmten (Tabelle 6.1). Für die Früh- und Spätholzparts der Modelle wurden die Materialkarten aus 5.3.2 hinterlegt.



**Abbildung 6.15** Schematische Darstellung der Erstellung von finite-Elemente-Zwillingen über die Methode des Grauwert-Mappings am Beispiel der Probe  $4_{\parallel}$ .

**Tabelle 6.1** Grauwerte zur Unterscheidung von Frühholz und Spätholz der Einzelproben.

Probennummer	Schwellwert $q$
$1_{\parallel}$	205
$2_{\parallel}$	212
$3_{\parallel}$	212
$4_{\parallel}$	212
$5_{\parallel}$	212
$6_{\parallel}$	206
$7_{\parallel}$	206
$1_{\perp}$	204
$2_{\perp}$	211

Die Werkzeuge, bestehend aus Matrize, Patrize und zwei Fixierstiften, wurden als Starrkörper angenommen. Die Vernetzung mit 43355 Schalenelementen umfasste dabei lediglich die Wirkflächen.

Die Berechnung der Liegeposition und der Durchbiegung des Rohteils erfolgte in einer Schwerkraftsimulation. Das Rohteil wurde dabei horizontal in der x-y-Ebene über der Matrize positioniert (Abbildung 6.16) und über das Aufbringen der Schwerkraft „fallen gelassen“. Bei der Simulation dieses elastischen Ausschwingvorgangs in die Ruheposition sind, durch die implizite Zeitintegration, größere Zeitschritte und damit eine kürzere Rechenzeit

möglich (siehe Abschnitt 2.5). Zudem wurde das Konzept der statischen Schwerkräftsimulation angewandt, um zusätzliche Rechenzeit zu sparen. Dabei wird das Beschleunigungsfeld intern in Kräfte umgerechnet, die auf die Knoten wirken. Die Beschleunigung wurde mit  $9810 \text{ mm/s}^2$  in z-Richtung über das Keyword \*LOAD\_BODY\_Z auf das Rohteil aufgebracht. Diese Methode vernachlässigt Oszillationen und Trägheitseffekte. Die Vernachlässigung der dynamischen Einflüsse ist zulässig, da das Rohteil keinen großen Fallweg zurücklegt und zudem keine großen Durchbiegungen zu erwarten sind. Zwischen den Knoten an den Kanten der Löcher und den Elementen der Fixierstifte wurde ein Mortar-Kontakt berücksichtigt. Fläche-Fläche-Kontakt wurde zwischen dem Rohteil und der Matrize berücksichtigt. Die Laufzeit für die Schwerkräftsimulation betrug 1,5 s.



**Abbildung 6.16** Modell der Schwerkräftsimulation am Beispiel der Probe 5<sub>II</sub>.

Neben den Simulationen des vollständig charakterisierten und modellierten Eschenholz-Furnierlaminats, wurde zusätzlich eine Materialkarte für vliesstoffkaschiertes Ahornfurnier erstellt. Als Eingangsparameter wurden E-Moduln und Festigkeiten am Zugversuch, nach dem Vorgehen aus Abschnitt 3.2.1.4, ermittelt. Die Messergebnisse sind im Anhang aufgeführt (Tabelle 8.3). Der Schubmodul  $G_{12}$  wurde nach BELLAIR [38] und DIETZEL et al. [73] über die folgende Beziehung ermittelt:

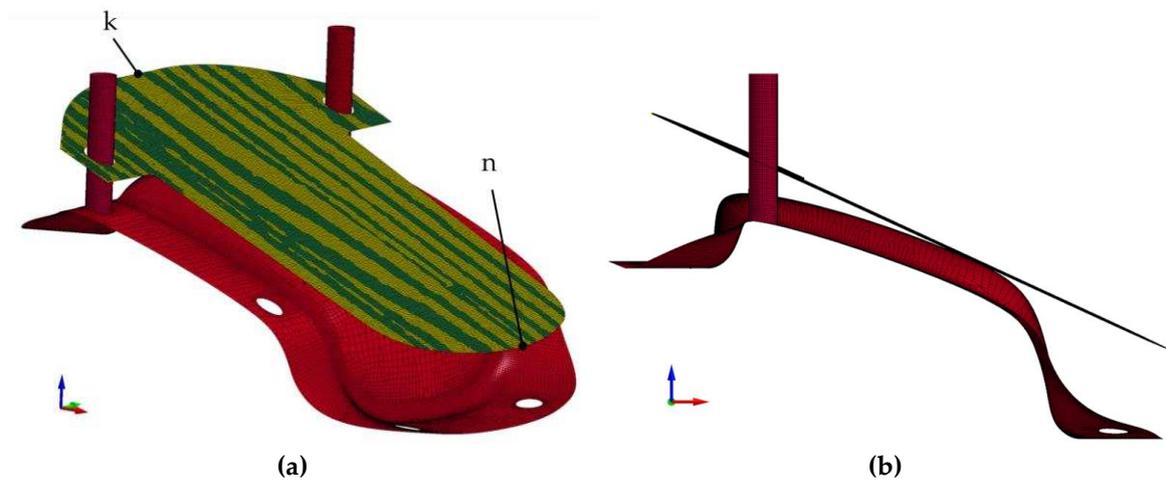
$$G_{12} = \frac{E_{11} \cdot E_{22}}{E_{11} + E_{22} + \nu_{21} \cdot E_{11} + \nu_{12} \cdot E_{22}} \quad 6.2$$

Die Druckfestigkeiten wurden analog zu Abschnitt 5.3.2.3 auf Basis der dort zitierten Quellen geschätzt. Die Materialkarte mit den verwendeten Parametern findet sich im Anhang A-

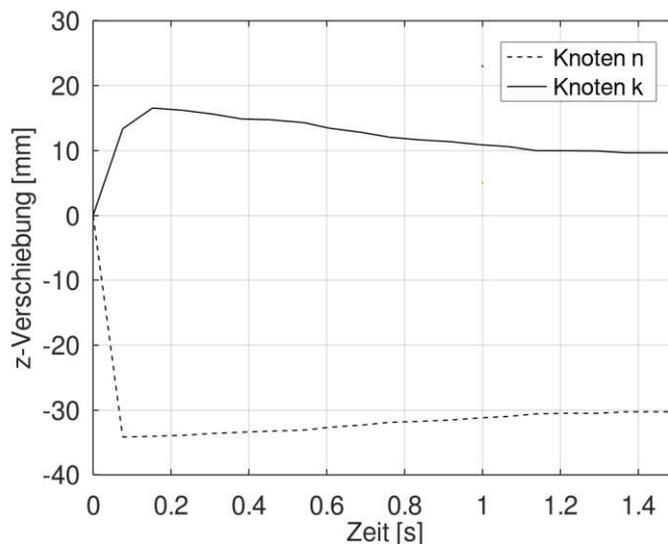
3. Die Umformsimulation mit dieser Materialkarte dient der generellen Frage der Abschätzbarkeit des Umformprozesses mit einem globalen Modellansatz für Holzarten mit eher homogener Holzstruktur.

### 6.4.2.2 Simulationsergebnis

Die Rechenzeit der Schwerkraftsimulationen betrug ca. 1 Stunde und 20 Minuten pro Variante mit double-precision auf 96 parallelen Kernen des High Performance Clusters. Unter der Wirkung der Schwerkraft kippte das Rohteil zunächst über das Moment an der auskragenden Seite (Knoten n) auf die Matrize, während es auf der anderen Seite (Knoten k) nach oben federte. Anschließend gleit das Rohteil an den Fixierungsstiften entlang, über die Kippachse in der Matrizenmitte, in die Gleichgewichtsposition (Abbildung 6.17a, Abbildung 6.18).



**Abbildung 6.17** Ruheposition des Rohteils nach Schwerkraftsimulation ( $t_{plot}=1,5$  s), am Beispiel von Probe 5<sub>||</sub> (a) perspektivische Ansicht mit den ausgewerteten Knoten k und n (b) in der Seitenansicht.



**Abbildung 6.18** z-Verschiebung der Knoten k und n des Rohteils über die Zeit der Schwerkraftsimulation.

In der Schwerkraftsimulation gab es kaum Unterschiede zwischen den verschiedenen Proben. Aufgrund der schrägen Ruheposition und der relativ kleinen Bauteilgröße war nur eine geringe Durchbiegung zu beobachten (Abbildung 6.17b).



**Abbildung 6.19** Ausgangsposition des Rohteils im Werkzeug vor der Umformung.

Die Ausgangsposition vor der Umformung wurde im Versuch nicht näher vermessen. Der Vergleich mit der Simulation erfolgt visuell. Im realen Umformversuch wurde das Rohteil händisch auf der Matrize platziert. Durch die Wasserlagerung waren die Proben bereits beim Einlegen in das Werkzeug gekrümmt und gewellt (Abbildung 6.19). Dadurch lagen die Proben, anders als in der Simulation, nicht wie eine flache Platte im Werkzeug. Zudem waren der Kippwinkel und der Auflagepunkt der Probe nicht immer exakt gleich. Die Ausgangsbedingungen für die Umformsimulation werden aber dennoch grundsätzlich gut abgebildet. Es ist zu erwarten, dass sich bei größeren Zierteilen stärkere Durchbiegungen einstellen und die Unterschiede, die sich aufgrund der Effekte durch die Wasserlagerung ergeben, dadurch weniger ins Gewicht fallen.

### 6.4.3 Simulation Umformprozess Schritt 2: Umformsimulation

#### 6.4.3.1 Modellaufbau

Die berechneten Koordinaten von Knoten und Elementen des Rohteils aus der Schwerkraftsimulation wurden exportiert und in das Modell der anschließenden Umformsimulation übernommen. Auf diese Weise wurde die realitätsnahe Positionierung des Rohteils im Werkzeug berücksichtigt. Die Matrize wurde unmittelbar über dem Rohteil positioniert (Abbildung 6.20).



**Abbildung 6.20** Modell für die Umformsimulation am Beispiel der Probe 5<sub>II</sub>.

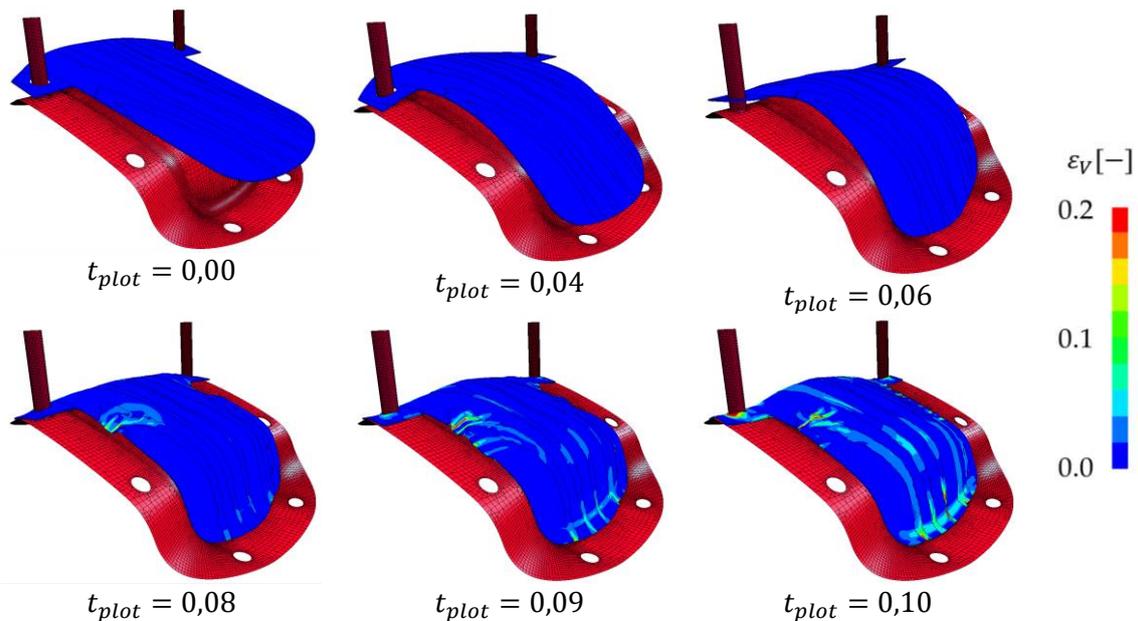
Die Definition der Randbedingungen erfolgte analog zu Abschnitt 6.3.1. Die Patrize schließt das Werkzeug über einen vordefinierten Weg von 31 mm. Fläche-Fläche-Kontakte wurden zwischen den Teilen des Werkzeugs und des Rohteils berücksichtigt. Für das Abgleiten der Probe an den Fixierstiften wurden Knoten-Fläche-Kontakte definiert. Für die stark konvexe Bauteilform war mit Faltenbildung zu rechnen. Dennoch wurde kein Selbstkontakt für das Rohteil berücksichtigt. Da die Werkzeuge weggesteuert zufahren, würde dies zu sehr hohen Kontaktkräften führen, wenn sich die Falten aufeinanderlegen. Die genaue Abbildung dieser Materialverdichtung ist nicht Fokus dieser Arbeit und führt mit dem verwendeten Ansatz zu numerischen Instabilitäten. Die Durchdringung von Schalenelementen wird hier also toleriert. Des Weiteren wurde für die Umformsimulation die Elementerosion ausgeschaltet, indem der Parameter ERODS auf 0,0 gesetzt wurde. Das Vergleichsdehnungskriterium zur Löschung von Elementen kann in Simulationen, bei denen Versagen infolge von sowohl Zug- als auch Druckspannungen auftritt, nicht verwendet werden, da die Druckspannungen nicht zum Bruch der Probe führen (siehe Abschnitt 5.3.2.3).

Bei der Umformung des kaschierten Furniers, als Vorgang mit großen Deformationen und Nichtlinearitäten, erfolgte die Berechnung mit dem Lösungsverfahren der expliziten Zeitintegration (siehe Abschnitt 2.5). Die Prozesslaufzeit in der Simulation betrug 0,1 s. Der Zeitschritt wurde mithilfe der Masseskalierung erhöht.

#### 6.4.3.2 Simulationsergebnis

Die Rechenzeit lag für die zehn Proben, auf 96 Kernen des einleitend beschriebenen Rechenclusters, jeweils zwischen 8 und 10 Minuten. Die Ergebnisse der Umformsimulation werden nachfolgend mit den real umgeformten Furnierschalen verglichen (siehe Abschnitt 6.4.1). Dabei wurden sechs der zehn Proben, mit spezifischen Umformergebnissen, für eine detaillierte Analyse ausgewählt. Die übrigen fünf Umform- bzw. Rechenergebnisse finden sich im Anhang A-4.

Die Simulation ermöglicht die Beobachtung der Deformation über die Zeit des Werkzeug-Schließvorgangs (Abbildung 6.21). Dabei wird deutlich, in welchen Regionen stärkere Deformationen auftreten können. Vor allem die umlaufenden Kanten neigen durch die konvexe Bauteilform zu Stauchungen. Diese können sich entweder im Material verteilen oder zu Falten aufschieben und sich, je nach Lage und Faserorientierung, in einer Frühholzzone lokalisieren.

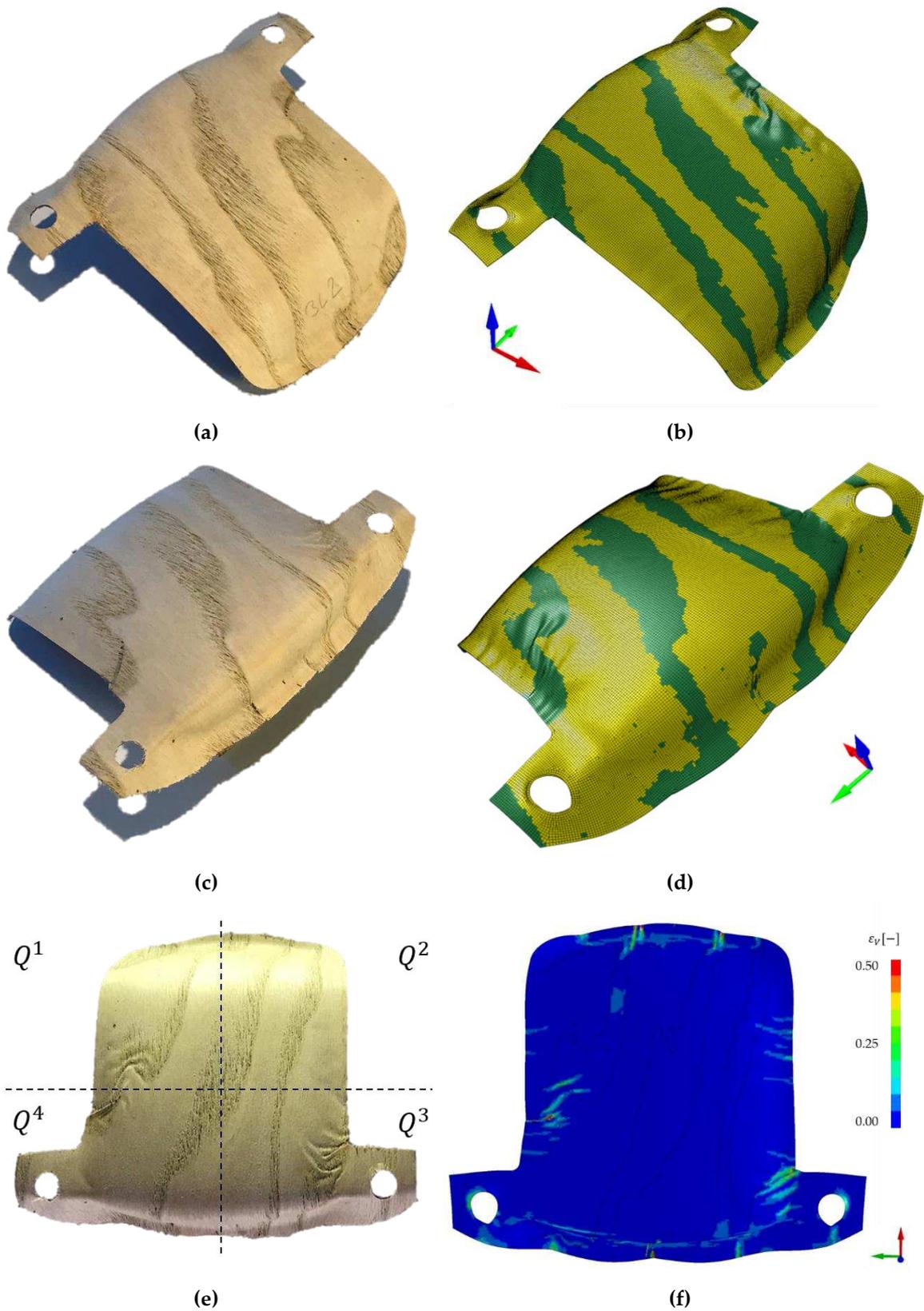


**Abbildung 6.21** Deformationen der Probe 5<sub>II</sub> während des Schließvorgangs des Werkzeugs.

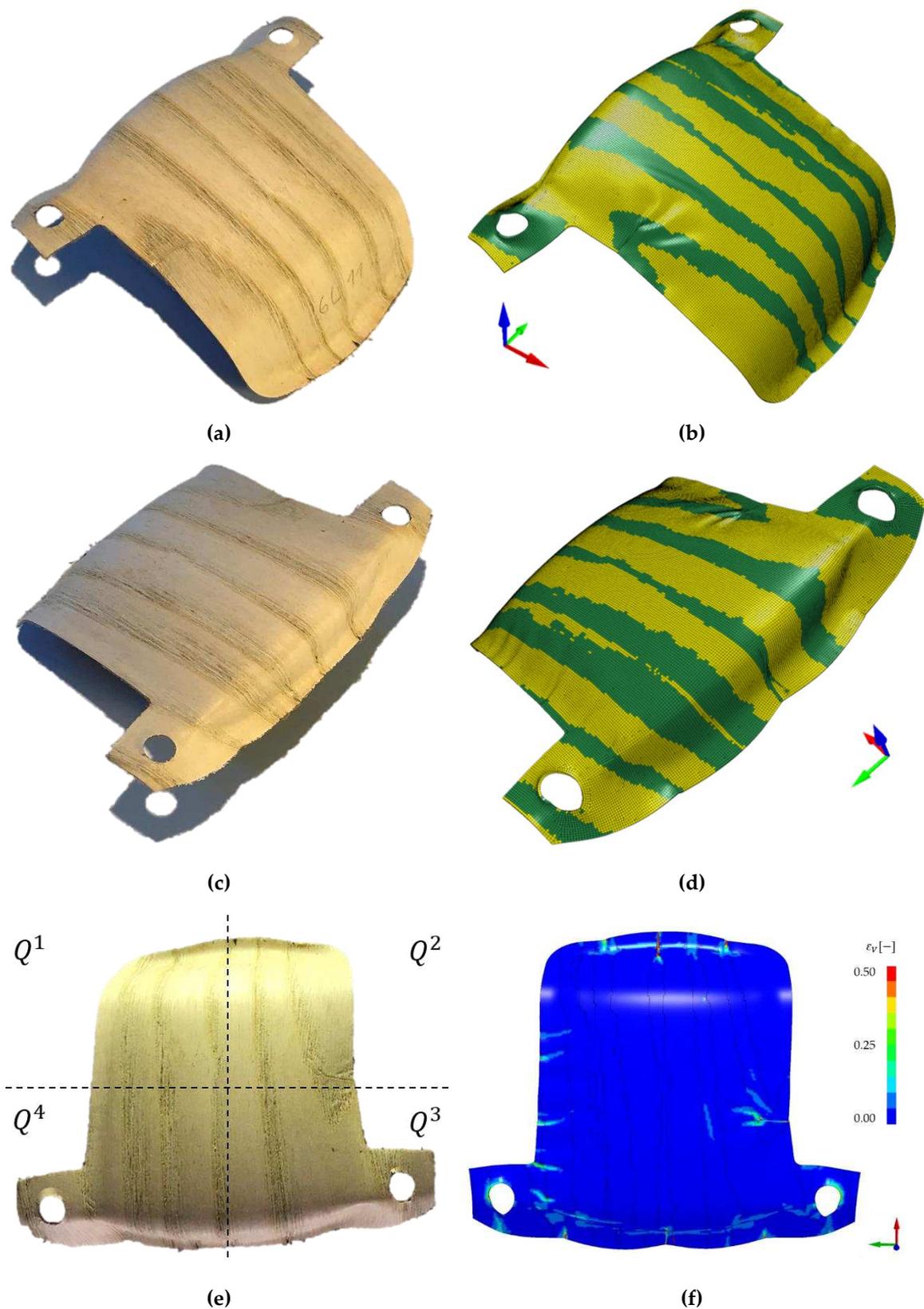
Die Ergebnisse der Umformversuche und der numerischen Simulation wurden in verschiedenen Ansichten und Darstellungen, in wiederkehrender Form, aufbereitet, um das gesamte Umformergebnis der einzelnen Proben zu erfassen (Abbildung 6.22-Abbildung 6.26). Um lokale Deformationen diskutieren zu können, wurde das Bauteil in Quadranten unterteilt, auf die im Text verwiesen werden kann (z. B. Abbildung 6.22e). Die Analyse von Verzerrungszuständen erfolgte anhand der Ausgabe des Maßes der Vergleichsdehnung  $\varepsilon_V$  (z. B. Abbildung 6.22f). Diese überführt den dreidimensionalen Dehnungszustand in einen skalaren Wert. Die Vergleichsdehnung wird folgendermaßen berechnet:

$$\varepsilon_V = \sqrt{\frac{2}{3} \varepsilon_{ij} \varepsilon_{ij}} \quad 6.3$$

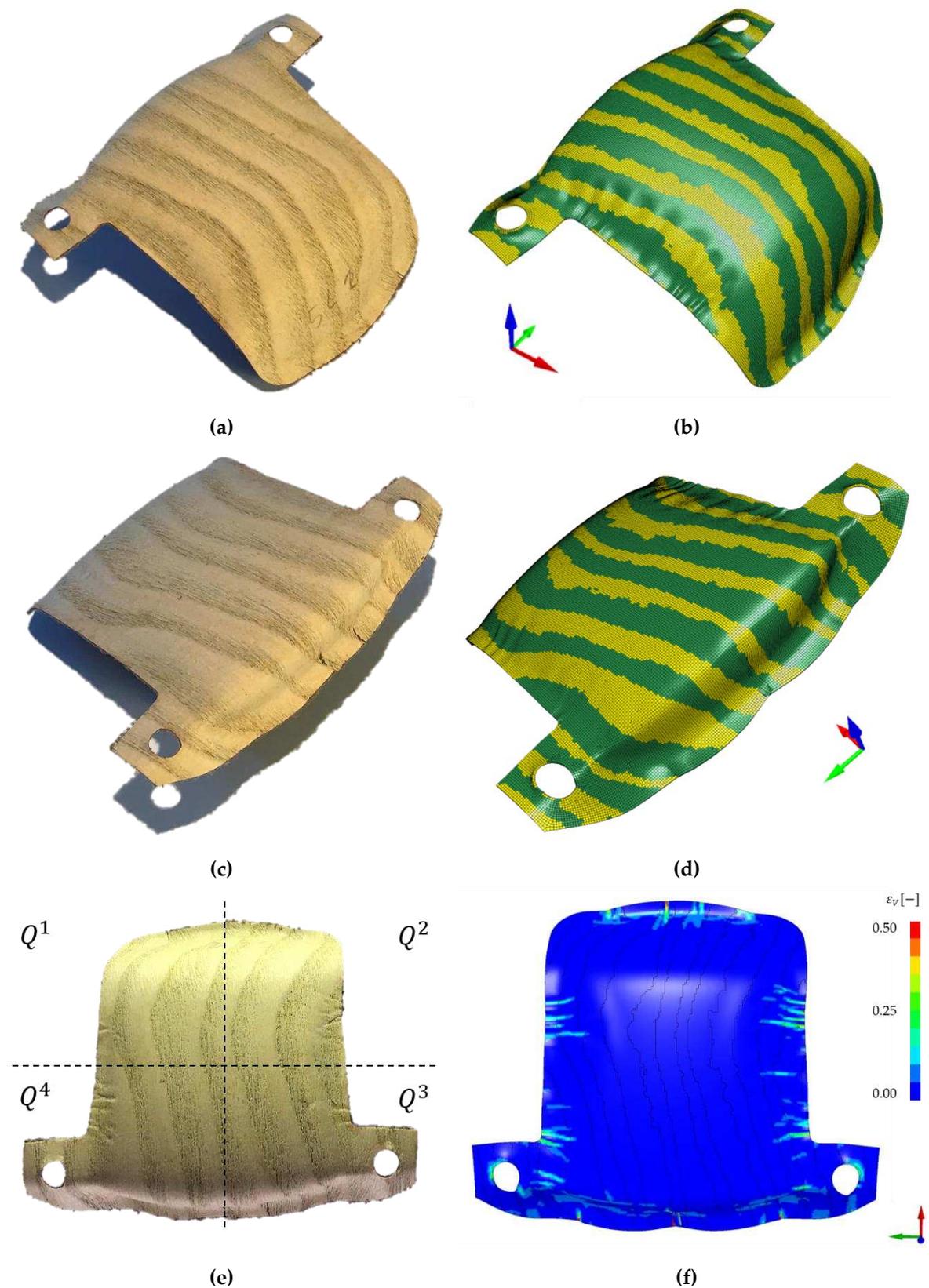
Der vorzeichenbereinigte Wert erlaubt keine Unterscheidung zwischen Zug- und Druckmoden. Die in dem vorliegenden Bauteil auftretenden Dehnungen sind aber im Wesentlichen auf Druckspannungen zurückzuführen.



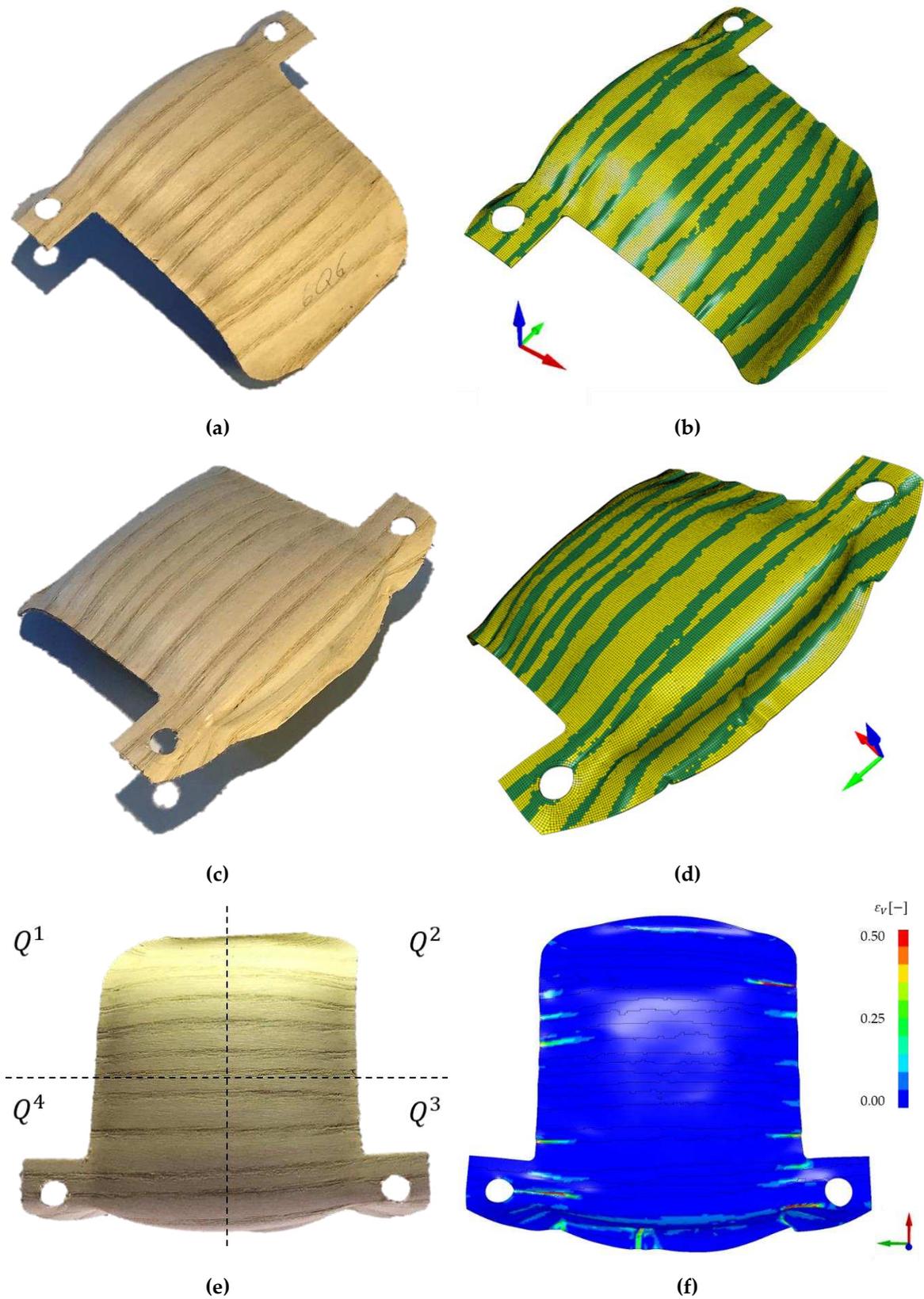
**Abbildung 6.22** Umformergebnis der Probe 6<sub>II</sub>. (a) Ansicht Hinterkante Experiment (b) Ansicht Hinterkante Modell (c) Ansicht Vorderkante Experiment (d) Ansicht Vorderkante Modell (e) Draufsicht mit Einteilung in Quadranten (f) Draufsicht Modell mit Ausgabe der Vergleichsdehnung.



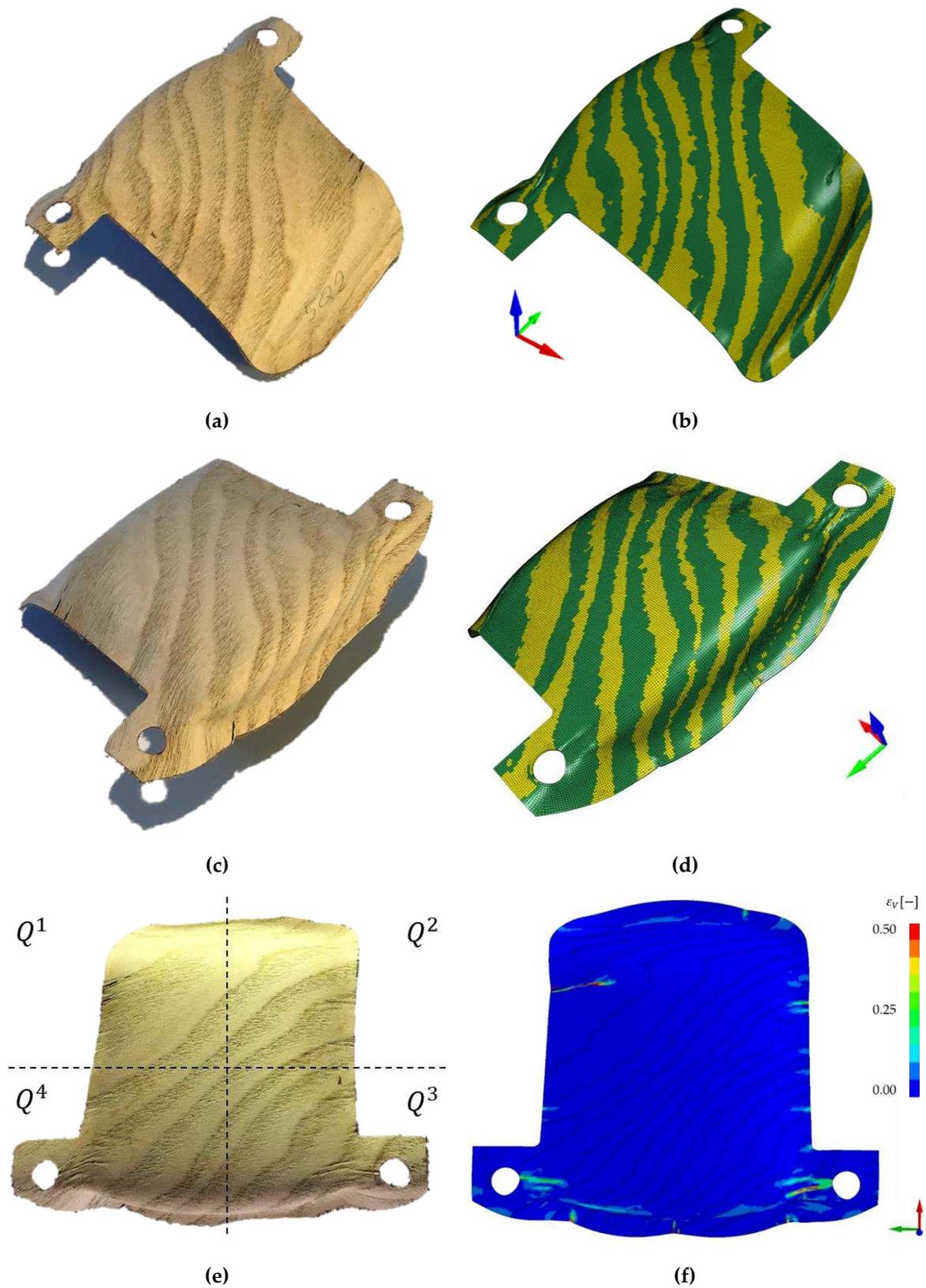
**Abbildung 6.23** Umformergebnis der Probe 4<sub>||</sub>. (a) Ansicht Hinterkante Experiment (b) Ansicht Hinterkante Modell (c) Ansicht Vorderkante Experiment (d) Ansicht Vorderkante Modell (e) Draufsicht mit Einteilung in Quadranten (f) Draufsicht Modell mit Ausgabe der Vergleichsdehnung.



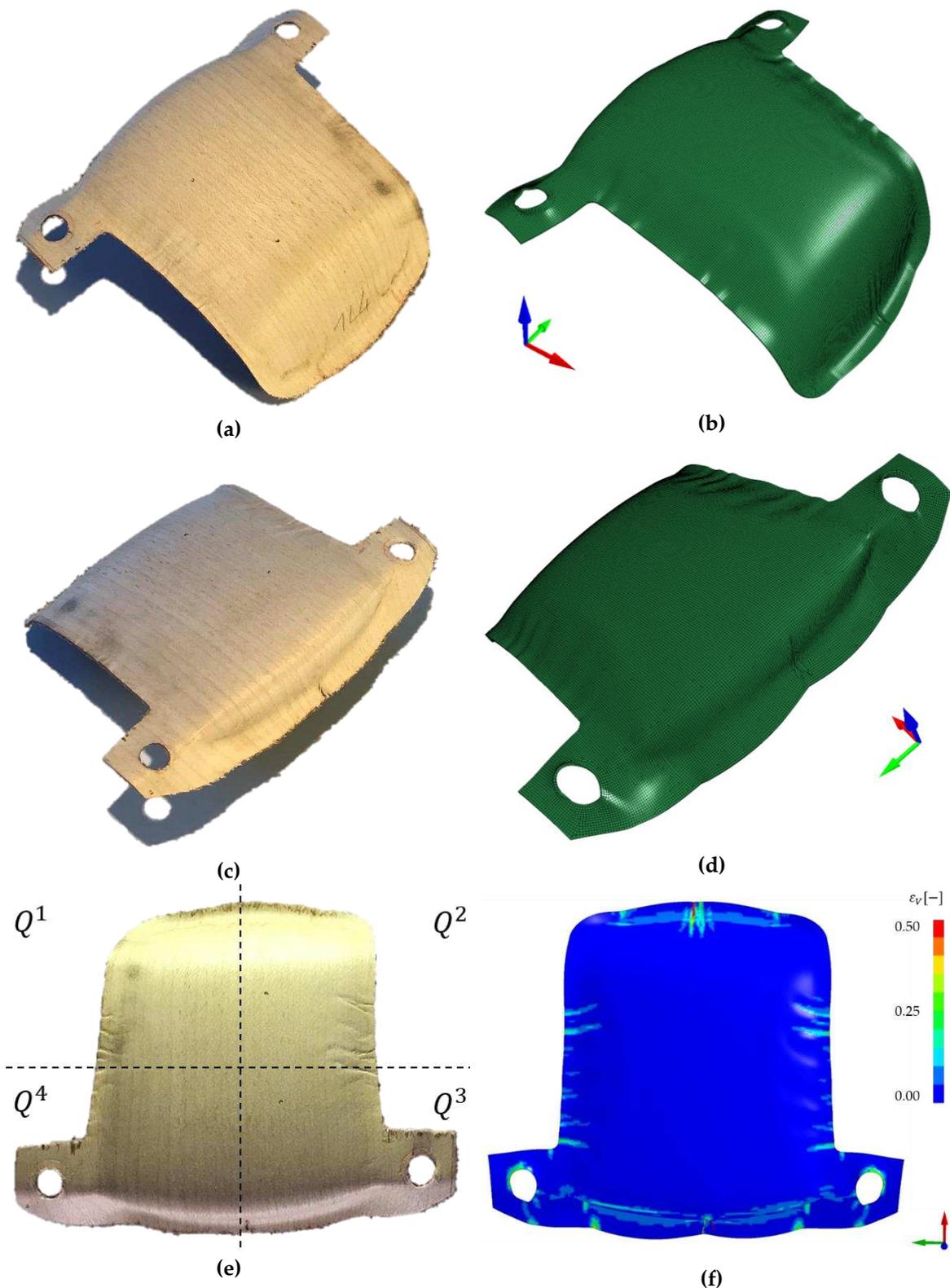
**Abbildung 6.24** Umformergebnis der Probe 7<sub>II</sub>. (a) Ansicht Hinterkante Experiment (b) Ansicht Hinterkante Modell (c) Ansicht Vorderkante Experiment (d) Ansicht Vorderkante Modell (e) Draufsicht mit Einteilung in Quadranten (f) Draufsicht Modell mit Ausgabe der Vergleichsdehnung.



**Abbildung 6.25** Umformergebnis der Probe 2<sub>1</sub>. (a) Ansicht Hinterkante Experiment (b) Ansicht Hinterkante Modell (c) Ansicht Vorderkante Experiment (d) Ansicht Vorderkante Modell (e) Draufsicht mit Einteilung in Quadranten (f) Draufsicht Modell mit Ausgabe der Vergleichsdehnung.



**Abbildung 6.26** Umformergebnis der Probe  $1_1$ . (a) Ansicht Hinterkante Experiment (b) Ansicht Hinterkante Modell (c) Ansicht Vorderkante Experiment (d) Ansicht Vorderkante Modell (e) Draufsicht mit Einteilung in Quadranten (f) Draufsicht Modell mit Ausgabe der Vergleichsdehnung.



**Abbildung 6.27** Umformergebnis der Probe  $A_{II}$  (a) Ansicht Hinterkante Experiment (b) Ansicht Hinterkante Modell (c) Ansicht Vorderkante Experiment (d) Ansicht Vorderkante Modell (e) Draufsicht mit Einteilung in Quadranten (f) Draufsicht Modell mit Ausgabe der Vergleichsdehnung.

Die Simulationen der Umformung der finite-Elemente-Zwillinge ergaben eine sehr gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen der realen Proben. Die wesentlichen, zur

Beurteilung des Umformergebnisses relevanten Schädigungen, wurden vollständig erfasst. Sowohl bei der Anordnung parallel als auch senkrecht zur Fahrzeugrichtung konnten die charakteristischen Deformationen abgebildet werden. So zeigten die Simulationen die großen Falten der Proben  $6_{\parallel}$  (Abbildung 6.22, Quadrant 4),  $4_{\parallel}$  (Abbildung 6.23, Quadrant 3) und  $1_{\perp}$  (Abbildung 6.26, Quadrant 1). Die Faltenbildung wurde an diesen Proben durch die individuelle Verteilung der Frühholz-Zonen verursacht. Dies zeigt, dass breite Frühholz-Zonen für das Umformergebnis ungünstiger sind. Die umgebenden steiferen Spätholz-Zonen schieben die Falte in der Frühholz-Zone mit niedrigerer Steifigkeit auf. In Proben mit vielen schmalen Frühholz-Zonen können sich die Druckspannungen besser verteilen, ohne sich auf einzelne Zonen zu konzentrieren.

Einige grundsätzliche Charakteristika waren an allen Proben zu beobachten. An der vorderen Kante, ausgehend von der Lage im Fahrzeug, entstand, am Übergang zwischen Quadrant 3 und 4, eine größere Falte. Die Stauchungen in diesem Bereich sowie an der Hinterkante, in Quadrant 1 und 2 waren dabei, für das zu fertigende Zierteil, nicht immer als kritisch zu betrachten, wenn sie parallel zur Faserrichtung verliefen. Selbst aufgeschobene Falten waren teilweise visuell nur schwer erkennbar, da diese unter sehr hohem Druck verpresst wurden und sich dadurch mit dem Material optisch verbanden. Die Stauchungen wurden insbesondere dann sichtbar, wenn sie senkrecht zur Faserrichtung orientiert waren. Solche Schädigungen entstanden häufig an den Längskanten der Proben, zwischen den Quadranten 1 und 4 bzw. 2 und 3 (Abbildung 6.24). Aus diesem Grund ist die Orientierung der Faserrichtung senkrecht zur Fahrzeugrichtung, wie sie in der Serienfertigung produziert wird (Abbildung 6.12b), weniger kritisch. In den Regionen an den Längskanten dieser Proben entwickeln sich die Stauchungen und Falten in Richtung parallel zur Faserrichtung und sind damit weniger sichtbar (Abbildung 6.25).

Auch die Ergebnisse der Umformsimulation der Ahorn-Probe ergab eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Ergebnis der realen Umformung. Für diese Probe stellten sich die gleichen charakteristischen Stauchungen an der Vorder- (Quadranten 3/4) und Hinterkante (Quadranten 1/2) sowie an den Längskanten (Quadranten 1/4 bzw. 2/3) ein, die auch an den Eschenholzproben beobachtet wurden. In diesem Fall waren sie aber lediglich bedingt durch die globalen Steifigkeiten und unabhängig von Inhomogenitäten. Diese Ergebnisse zeigen, dass für homogen aufgebaute Holzarten, die Simulation mit einer globalen Materialkarte, mit dem Materialmodell \*MAT\_058 und den experimentell bestimmten Eingangsparametern, bereits ausreichend ist.

Bei der Umformung auf die verwendete Bauteilgeometrie sind vor allem die Kompressionsparameter entscheidend für das Umformergebnis. Diese wurden für das Modell in Abschnitt 5.3.2.3 auf Basis von Literaturdaten hergeleitet. Mit der hohen Genauigkeit, mit der die Deformationen der Umformversuche in der Simulation erfasst wurden, konnten diese Annahmen zufriedenstellend validiert werden. Die gute Übereinstimmung der Vorhersage und der Versuche demonstriert zudem die Übertragbarkeit der Materialkarten auf verschiedene Furnierchargen und -typen.

Die Parameter der Materialkarten sind auf das mechanische Verhalten unter erhöhter Feuchtigkeit kalibriert. An einzelnen Referenz-Umformungen mit wassergelagerten Proben

im kalten Umformwerkzeug zeigte sich, dass sich, wie unter erhöhten Temperaturen, Falten und Stauchungen bilden. Ohne die Plastifizierung durch die Hitze (siehe Abschnitt 3.3.2) federn die Proben allerdings in ihren Ausgangszustand zurück und die Schädigungen sind kaum zu qualifizieren. Da die Umformung mit erhitzten Werkzeugen durchgeführt wurde ist grundsätzlich anzunehmen, dass mit den verwendeten Materialkanten ein kritischeres Deformationsverhalten, mit niedrigeren Dehngrenzen, abgebildet wird. Im Vergleich der Simulationen und der Umformergebnisse kann diese Annahme allerdings nicht belegt werden. Zwar fallen einige Deformationen, wie die Falte in der Mitte zwischen Quadrant 3 und 4 scheinbar größer aus. Eine genauere Analyse ist aber schwer möglich, da es nicht möglich war die Umformungen der wassergelagerten Proben zu dokumentieren. Für den Absicherungsprozess einer Zierteilgeometrie ergibt sich dadurch eine höhere Sicherheit für Aussagen über die Umformbarkeit auf Basis dieser Simulationen.

## 6.5 Schlussfolgerungen

In allen Lastfällen, die für die Validierung analysiert wurden, konnten sehr gute Übereinstimmungen mit den verglichenen Referenzmessungen erzielt werden. Die Simulation des Zugversuchs von jeweils zehn Modellen in den Materialhaupttrichtungen ergab die gleiche charakteristische Streuung der getesteten Zugproben. Diese Ergebnisse bestätigten die Inhomogenität durch die Dichtevariation von Frühholz und Spätholz als wesentliche Einflussgröße auf die Bruchmechanik.

In der Simulation des Nakajima-Versuchs wurde das Verhalten unter dreidimensionaler Zugbelastung validiert. Die Modelle der verschiedenen Probenzuschnitte zeigten die Zunahme des Tiefungsweges bis zum Bruch der Probe vom biaxialen zum uniaxialen Belastungszustand. Auch die charakteristische Dehnungsverteilung, die im Nakajima-Versuch gemessen wurde, ergab sich in der Simulation. Dabei war die lokale Dehnung in der Simulation niedriger, aufgrund der homogenisierten Modellannahme von zwei separaten Materialien ohne eine Übergangzone. Die Bruchbilder der verschiedenen Probengeometrien konnten in der Simulation in sehr guter Übereinstimmung mit dem Experiment abgebildet werden. Ein realitätsnahes Bruchbild in der Simulation trägt zum Verständnis des Problems und bei der Optimierung der Umformgeometrie oder des Beschnittes bei. Das Löschen von Elementen kann allerdings nur bedingt das Risswachstum eines Furnierblattes simulieren, da es folglich von der Elementgröße abhängig ist. Somit verteilen sich die lokalen Spannungen an der Stelle der Rissbildung in der Simulation anders als bei dem physikalischen Vorgang. Eine realitätsnahe Abbildung von Rissen ist zum Beispiel über das XFEM-Konzept möglich (siehe Abschnitt 2.6).

Die Anwendung der entwickelten Methoden in der Umformsimulation eines Bauteils zeigte eine sehr gute Korrelation mit realen Umformversuchen. Über die Schwerkraftsimulation wird der Ausgangszustand vor der Umformung abgebildet. Diese vorgelagerte Simulation gewinnt in der virtuellen Absicherung von größeren Bauteilen an Bedeutung. Für größere Rohteile ergeben sich auch größere Durchbiegungen, die zwingend für die Umformsimulation zu berücksichtigen sind. Die Umformsimulationen identifizierten Schädigungen infolge von Drucklasten in Abhängigkeit von der individuellen Jahrringstruktur. Dabei erwies sich das globale Vergleichsdehnungskriterium zur Abbildung von Rissen über die Löschung von Elementen als nicht anwendbar, da Stauchungen infolge von Druckbelastung

in der Umformung nicht zum Bruch der Probe führen. Eine genauere Modellierung des Bruchverhaltens sollte in weiterführenden Arbeiten analysiert werden. Die Abbildung von Rissen ist in der Umformsimulation aber nicht unbedingt notwendig, da bereits die Ausgabe des lokalen Schädigungsgrades oder eines anderen Vergleichswertes zur Beurteilung der Umformbarkeit ausreichend ist. Genaue Kriterien und Richtwerte für die Beurteilung der Umformbarkeit einer Bauteilgeometrie im Absicherungsprozess müssen in weiteren Bauteil-Umformsimulationen entwickelt werden.

Die Parameter der kalibrierten Materialkarten sichern das Werkstoffverhalten nach Wasserlagerung und damit den kritischeren Fall ab, da die Hitze im Prozess die Dehngrenzen zusätzlich erhöht. Die grundsätzliche Umformbarkeit der Proben konnte in der Simulation sehr gut abgebildet werden. Die hohe Korrelation zwischen Simulationen und Experimenten in der Umformsimulation mit variierenden Chargen und Mustern zeigte, dass das Deformations- und Bruchverhalten vor allem auf die relativen Unterschiede zwischen Früh- und Spätholz zurückzuführen sind. Damit wird gezeigt, dass der Modellierungsansatz mit der Diskretisierung der strukturellen Unterschiede der Zonen des Jahrringes die wesentliche Einflussgröße zur Abbildung des Deformationsverhaltens von vliesstoffkaschiertem Eschenholz furnier erfasst.

## 7 Fazit

In der vorliegenden Arbeit wurden Methoden zur virtuellen Absicherung der Umformung von Zierteiloberflächen aus textilkaschierten Furnieren entwickelt. Die Entwicklungen umfassen dabei die vollständige Prozesskette von der Materialcharakterisierung über die Erstellung von Materialkarten und den finite-Elemente-Modellaufbau bis hin zur Anwendung numerischer Methoden in der Umformsimulation.

In der Materialcharakterisierung wurde der Verbund aus Furnier und Vliesstoff experimentell untersucht. In Zug- und Scherversuchen wurden Kennwerte als Eingangsgrößen für Materialmodelle ermittelt. Das hier durchgeführte Versuchsprogramm ist, bei vergleichsweise geringem Messaufwand, bereits ausreichend, um die Komponenten der orthotropen Steifigkeit vollständig zu besetzen. Auch die Festigkeiten unter Zug- und Scherbelastung wurden so bestimmt. Druckfestigkeiten wurden auf Basis von Literaturwerten geschätzt. Für Furnierlaminat mit Holzarten mit homogenerem Aufbau, wie Tulpe oder Ahorn, kann das Materialmodell, auch ohne das Mapping von Inhomogenitäten, bereits gute Ergebnisse zur Abschätzung der Umformbarkeit liefern.

Im Nakajima-Versuch, der hier erstmals auf einen Holzwerkstoff angewandt wurde, wurde das dreidimensionale Verformungsverhalten des Furnierlaminats analysiert. Die Verformungsgrenzen des Laminats unter variierenden Spannungszuständen wurden vor allem durch die hohe Steifigkeit der Furnierschicht in Faserrichtung begrenzt. Zudem zeigten die Messungen die erhöhte Dehnfähigkeit des Materials unter Prozessbedingungen mit erhöhter Feuchtigkeit und erhitztem Werkzeug. Alle Messungen unterlagen den für Holzwerkstoffe üblichen Streuungen. Diese sind im Wesentlichen auf die wachstumsbedingten Dichteschwankungen der Jahrringe zurückzuführen. Die Jahrringe definierten auch das Bruchverhalten, das bei Belastung senkrecht zur Faserrichtung durch die schwächere Frühholzzone induziert wurde. Der Nakajima-Versuch ist generell zur Analyse der Umformbarkeit von flächigen Holzwerkstoffen geeignet.

Zur Simulation des Umformverhaltens des Furnierlaminats wurde ein verfügbares Materialmodell angewendet. Das Modell bildet die nichtlinearen, richtungsabhängigen Eigenschaften des Verbundes für den ebenen Fall ab. Zudem wird das Materialversagen mit einem Maximalspannungskriterium berücksichtigt. Nach Überschreiten einer vorgegebenen maximalen Zugfestigkeit simuliert das Löschen von Elementen den Riss. Bei Materialversagen unter Druckbelastung wird ideale Plastizität berücksichtigt.

Das Versagensverhalten und die Streuung von Materialparametern ist abhängig von der Ausprägung der Jahrringstruktur. Zur Berücksichtigung dieser Eigenschaft wurde eine Mapping-Methode zur Übertragung der Früh- und Spätholzzonen auf FE-Modelle entwickelt. Die Parameter für die Materialkarten der entsprechenden Zonen wurden mit einem Optimierungs-Schema kalibriert. Über die diskrete Erfassung der Unterschiede in der Steifigkeit und der Festigkeit wird das lokale Deformations- und Versagensverhalten realitätsnah abgebildet. Die Analyse von FE-Modellen des Zugversuchs mit individuellen Verteilungen von Früh- und Spätholz ergab eine sehr gute Übereinstimmung der Streuung von Experiment und Simulation. Auch das charakteristische Dehnungs- und Bruchverhalten,

das im Nakajima-Versuch gemessen wurde, konnte realitätsnah in der Simulation erfasst werden.

Die schlussendliche Anwendung der vollständigen Prozesskette in der Simulation einer Bauteilumformung stellt den virtuellen Absicherungsprozess in der Entwicklung von Holz-Zierteiloberflächen dar. Es wurden Furniere mit unterschiedlichen Furnierbildern in einem Prototypenwerkzeug umgeformt und gleichzeitig für die Simulation diskretisiert. Die Simulation der Umformung erfolgte in zwei Schritten zur Erfassung der Positionierung des Rohteils im Werkzeug durch eine Schwerkraftsimulation und der Umformung selber durch das Schließen der Werkzeughälften. Das Simulationsergebnis bildete den Prozess sehr gut ab. Die Einzelergebnisse zeigten in hoher Übereinstimmung die individuellen Faltenbildungen durch die Ausformung der konvexen Bauteilgeometrie in Abhängigkeit von der Anordnung der Jahrringstruktur. Dabei ist zu berücksichtigen, dass die Parameter für das Rechenmodell auf das Materialverhalten nach Wasserlagerung kalibriert sind und den Einfluss der erhöhten Temperatur nicht berücksichtigen. Damit bildet die Simulation ein kritisches Materialverhalten ab und enthält damit eine höhere Sicherheit für simulative Abschätzungen der Umformbarkeit einer Zierteilgeometrie.

Mit der Anwendung der virtuellen Prozesskette, die in dieser Arbeit entwickelt wurde, kann der Umformprozess von Furnierlaminaten simuliert werden. Auf Basis der Simulationsergebnisse kann die Umformbarkeit einer Bauteilgeometrie bewertet werden. Es können unterschiedliche Probenbeschnitte und Haltepunkte in der Simulation variiert werden und es können Vorschläge für Anpassungen an den Werkzeugen abgeleitet werden. Damit bildet die erarbeitete Methodik die Grundlage zur vollständig virtuellen Absicherung und Optimierung der Fertigung von Zierteilen mit Holzoberflächen.

## 8 Ausblick

Die in der vorliegenden Dissertation entwickelte Prozesskette stellt die experimentellen und numerischen Methoden für die umfassende virtuelle Absicherung von 3D-Zierteilgeometrien für die Ausführung mit Holzoberflächen bereit. Die Methode wurde am Beispiel des umformtechnisch kritischen Eschenholz-Furniers erarbeitet und demonstriert. Nach dem Vorgehen dieser Arbeit zur Aufnahme von Kennwerten und Kalibrierung von Parametern können Datensätze für Materialkarten für weitere Holzarten erstellt werden, die für dreidimensional umzuformende Oberflächen eingesetzt werden.

Das eingesetzte Materialmodell \*MAT\_058 bietet Optionen, Ratenabhängigkeiten zu definieren. Dies kann, bei entsprechender messtechnischer Charakterisierung, dazu genutzt werden, eine Feuchteabhängigkeit des Materials zu implementieren. Zudem können Dehnratenabhängigkeiten definiert werden. Auf diese Weise können die für die Prozesssimulation generierten Materialkarten auch in weiterführenden, dynamischen Simulationen verwendet werden, wie z. B. der Absicherung von Zierteilen im Fahrzeugcrash. Eine durchgehende virtuelle Absicherung sämtlicher Prozesse und Funktionen und die Überführung von Hardware in den digitalen Prototypen ist das übergeordnete Ziel in der aktuellen automobilen Forschung [117].

Darüber hinaus ist es denkbar, dass die Methode auch in weiteren Fragestellungen des konstruktiven Holzbaus angewendet wird. Nadelhölzer wie Fichte, die hier mehrheitlich eingesetzt werden, haben ebenfalls sehr klar abgegrenzte Früh- und Spätholzzonen und können über das Grauwert-Mapping diskretisiert werden. Allerdings erfolgt die Unterscheidung hier genau umgekehrt. Bei Nadelhölzern erscheint das Spätholz dunkler gegenüber dem Frühholz, aufgrund der höheren Dichte. Das Grauwert-Mapping kann außerdem durch andere Modellierungsansätze erweitert werden. So könnten Einheitszellenmodelle für Früh- und Spätholz den unterschiedlichen Zonen zugewiesen werden, um die Eigenschaften der Mikrostruktur zu berücksichtigen, wie zum Beispiel nach LUKACEVIC et al. [48]. Zudem können weitere Quelldaten für das Mapping verwendet werden, wie z. B. Oberflächenscans zur Erfassung von Faserorientierungen und Ästen [127]. Oder auch bildgebende Verfahren, beispielsweise nach RIGGIO et al. [128] zur Analyse von Schäden an Tragwerksstrukturen. Auf diese Weise können Schädigungen von Holzstrukturen in Bestandsbauten numerisch untersucht werden. Ein weiteres Anwendungsfeld ist die numerische Analyse von Kulturgütern. Das Konzept des digitalen Zwillings bietet hier numerische Möglichkeiten der Analyse des Verhaltens von Strukturen über sehr große Zeiträume und zur Ableitung von Schutz- und Konservierungsmaßnahmen [129–131]. Für derartige Analysen sind insbesondere die individuellen Eigenschaften des zu analysierenden Gegenstandes zu diskretisieren. Diese Option wird durch die beschriebenen Methoden bereitgestellt.

Die vorgestellte Prozesskette beschreibt die Methoden zur umformtechnischen Beurteilung von Werkzeug- bzw. Bauteilgeometrien. Dabei wird der Umformvorgang mit konstanter Materialfeuchte und –temperatur abgebildet. Unter der Voraussetzung geeigneter Messdaten, kann der vorgestellte Modellierungsansatz um die Formulierung der thermo-hygro-mechanischen Eigenschaften erweitert werden, wie zum Beispiel in Anlehnung an FLEISCHHAUER und KALISKE [132]. Mit der Erfassung dieser Abhängigkeit können in der

Prozessauslegung, neben der Bauteilgeometrie, auch Parameter der Feuchte und Temperatur für ein Bauteil optimiert werden.

## Literaturverzeichnis

- [1] Niemz P, Sonderegger WU (2018) Holzphysik. Physik des Holzes und der Holzwerkstoffe. Carl Hanser Verlag GmbH & Company KG
- [2] Füssl J, Lukacevic M, Pillwein S, Pottmann H (2019) Computational Mechanical Modelling of Wood—From Microstructural Characteristics Over Wood-Based Products to Advanced Timber Structures. In: Bianconi F, Filippucci M (Hrsg) Digital Wood Design. Innovative Techniques of Representation in Architectural Design, Bd 24. Springer International Publishing, Cham, S 639–673
- [3] Jung M, Langer U (2013) Methode der finiten Elemente für Ingenieure. Eine Einführung in die numerischen Grundlagen und Computersimulation, 2. Aufl. Lehrbuch. Springer Vieweg, Wiesbaden
- [4] Zienkiewicz OC, Zhu JZ, Taylor RL (2013) The finite element method. Its basis and fundamentals. Butterworth-Heinemann, Oxford, UK
- [5] Rieg F, Hackenschmidt R, Alber-Laukant B (2014) Finite Elemente Analyse für Ingenieure. Grundlagen und praktische Anwendungen mit Z88Aurora, 5. Aufl. Hanser, München
- [6] Wagenführ R (1999) Anatomie des Holzes: Strukturanalytik, Identifizierung, Nomenklatur, Mikrotechnologie. DRW-Verlag
- [7] Wagenführ A, Scholz F (Hrsg) (2008) Taschenbuch der Holztechnik. Mit 84 Tabellen. Fachbuchverl. Leipzig im Hanser-Verl., München
- [8] Bailey IW (1938) Cell wall structure of higher plants. *Industrial & Engineering Chemistry* 30(1):40–47
- [9] Côté WA (2012) The structure of wood and the wood cell wall. In: Kollmann FFP, Côté WA, Kollmann F (Hrsg) Principles of wood science and technology, 1. Aufl. Springer, Berlin [u.a.], S 1–54
- [10] Liese W (1970) Elektronenmikroskopie des Holzes. S. 109 - 170; - In: H. FREUND (Hrsg.): Handbuch der Mikroskopie in der Technik. Bd. V, TI - Frankfurt am Main
- [11] Booker RE, Sell J (1998) The nanostructure of the cell wall of softwoods and its functions in a living tree. *Holz als Roh-und Werkstoff* 56(1):1
- [12] Fengel D, Wegener G (2003) Wood. Chemistry, ultrastructure, reactions. Kessel, Remagen
- [13] Salmén L, Burgert I (2009) Cell wall features with regard to mechanical performance. A review COST Action E35 2004–2008: Wood machining – micromechanics and fracture. *Holzforschung* 63(2)
- [14] Zerbst D, Clauß S (2018) Verfahren zum Herstellen eines Furniersystems mit erhöhtem Formänderungsvermögen, insbesondere für ein Holzzierteil im Fahrzeuginnenraum, sowie Furniersystem. DE20181002709 B32B21/10;B27D1/00(DE102018002709 (A1))

- 
- [15] Zerbst D, Clauß S (2019) Vorrichtung zum Umformen von Holzfurnierrohlingen. DE20191000029 B27D1/08(DE102019000029 (A1))
- [16] Navi P, Sandberg D (2012) Thermo-hydro-mechanical processing of wood, 1. Aufl. EPFL Press; CRC Press, Lausanne, Boca Raton, Fla.
- [17] Leimeister T (2005) Veneered form part for interior fitting of lorries; method to produce same whereby plate is laminated with adhesive and flexed, connecting part is made from support and plate stuck together and deformed in mold. DE20051019106 B27D1/00;B27D1/08;B60R13/02(DE102005019106 (A1))
- [18] Moeller A (2005) Wooden sheet composite based on cited prior art, used to make dished- or three dimensional moldings, has additional gas-, liquid- and pressure-tight layer. DE20051033798 B27D1/04;B27D1/08(DE102005033798 (A1))
- [19] Goswami L, Eder M, Gierlinger N, Burgert I (2008) Inducing large deformation in wood cell walls by enzymatic modification. *J Mater Sci* 43(4):1286–1291
- [20] Herold N, Pfriem A (2013) Impregnation of veneer with furfuryl alcohol for an improved plasticization and moulding. *Holz Roh Werkst* 71(2):281–282
- [21] Franke T, Herold N, Buchelt B, Pfriem A (2018) The potential of phenol–formaldehyde as plasticizing agent for moulding applications of wood veneer. Two-dimensional and three-dimensional moulding. *European Journal of Wood and Wood Products* 76(5):1409–1416
- [22] Fekiač J, Zemiar J, Gaff M, Gáborík M, Marušák R (2014) 3D-moldability of veneers plasticized with water and ammonia. *BioResources* 10(1):866–876
- [23] ISO 18775:2020 Veneers – Terms and definitions, determination of physical characteristics and tolerances
- [24] Fuchs F-R (1981) Moderne Messerfurnierherstellung. *Eur. J. Wood Prod.* 39(5):179–192
- [25] Bounin K, Eckhard M, Hammerl D, Krämer G, Letsch B, Wolfgang Nutsch, Torsten Nutsch, Kuno Schlatter, Dittmar Siebert, Frank Willgerod (2019) *Holztechnik - Fachkunde*, 25. Aufl. Verlag Europa-Lehrmittel, Haan-Gruiten
- [26] Mang HA, Hofstetter G (2013) *Festigkeitslehre*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg
- [27] Altenbach H (2015) *Kontinuumsmechanik. Einführung in die materialunabhängigen und materialabhängigen Gleichungen*, 3. Aufl. Springer Vieweg, Berlin, Heidelberg
- [28] Glück T, Kemmetmüller W, Steinböck A Skript zur Vorlesung: Fortgeschrittene Methoden der Modellbildung - Sommersemester 2017
- [29] Kienzler R, Schröder R (2019) Tensoralgebra. In: Kienzler R, Schröder R (Hrsg) *Einführung in die Höhere Festigkeitslehre*, 2. Aufl. Springer Vieweg, Berlin, S 205–248
- [30] Hearmon RFS (1953) The elastic and plastic properties of natural wood. In: Meredith R (Hrsg) *Mechanical properties of wood and paper*. North-Holland Amsterdam

- [31] Keylwerth R (1951) Die anisotrope Elastizität des Holzes und der Lagerhölzer. VDI-Forschungsheft
- [32] Kollmann FFP (2012) Mechanics and Rheology of Wood. In: Kollmann FFP, Côté WA, Kollmann F (Hrsg) Principles of wood science and technology, 1. Aufl. Springer, Berlin [u.a.], S 292–419
- [33] Livermore Software Technology Corporation (2019) LS-DYNA Theory Manual, Livermore, California
- [34] Bodig J, Jayne BA ((1982)) Mechanics of wood and wood composites. Van Nostrand Reinhold, New York
- [35] Hoffman O (1967) The Brittle Strength of Orthotropic Materials. Journal of composite materials 1(2):200–206
- [36] Tsai SW, Wu EM (1971) A general theory of strength for anisotropic materials. Journal of composite materials 5(1):58–80
- [37] Mascia NT, Simoni RA (2013) Analysis of failure criteria applied to wood. Engineering Failure Analysis 35:703–712
- [38] Bellair B (2013) Beschreibung des anisotropen Materialverhaltens von Rotbuchenfurnier als Basis für rechnergestützte Umformsimulationen. Zugl. :Ilmenau, Techn. Univ., Diss., 2012. Technische Mechanik. Shaker, Aachen
- [39] Zerbst D, Affronti E, Gereke T, Buchelt B, Clauß S, Merklein M, Cherif C (2020) Experimental analysis of the forming behavior of ash wood veneer with nonwoven backings. Eur. J. Wood Prod. 65(7):107
- [40] Mackenzie-Helnwein P, Eberhardsteiner J, Mang HA (2003) A multi-surface plasticity model for clear wood and its application to the finite element analysis of structural details. Computational Mechanics 31(1-2):204–218
- [41] Schmidt J, Kaliske M (2006) Zur dreidimensionalen Materialmodellierung von Fichtenholz mittels eines Mehrflächen-Plastizitätsmodells. Eur. J. Wood Prod. 64(5):393–402
- [42] Schmidt J, Kaliske M (2009) Models for numerical failure analysis of wooden structures. Engineering Structures 31(2):571–579
- [43] Qing H, Mishnaevsky L (2009) 3D hierarchical computational model of wood as a cellular material with fibril reinforced, heterogeneous multiple layers. Mechanics of Materials 41(9):1034–1049
- [44] Hofstetter K, Gamstedt EK (2009) Hierarchical modelling of microstructural effects on mechanical properties of wood. A review COST Action E35 2004–2008: Wood machining – micromechanics and fracture. Holzforschung 63(2)
- [45] Füssl J, Li M, Lukacevic M, Eberhardsteiner J, Martin CM (2017) Comparison of unit cell-based computational methods for predicting the strength of wood. Engineering Structures 141:427–443

- 
- [46] Belytschko T, Black T (1999) Elastic crack growth in finite elements with minimal remeshing. *Int. J. Numer. Meth. Engng.* 45(5):601–620
- [47] Qiu LP, Zhu EC, van de Kuilen JWG (2014) Modeling crack propagation in wood by extended finite element method. *Eur. J. Wood Prod.* 72(2):273–283
- [48] Lukacevic M, Füssl J, Lampert R (2015) Failure mechanisms of clear wood identified at wood cell level by an approach based on the extended finite element method. *Engineering Fracture Mechanics* 144:158–175
- [49] Lukacevic M, Lederer W, Füssl J (2017) A microstructure-based multisurface failure criterion for the description of brittle and ductile failure mechanisms of clear-wood. *Engineering Fracture Mechanics* 176:83–99
- [50] Briggert A, Olsson A, Oscarsson J (2016) Three-dimensional modelling of knots and pith location in Norway spruce boards using tracheid-effect scanning. *Eur. J. Wood Prod.* 74(5):725–739
- [51] Olsson A, Oscarsson J, Serrano E, Källsner B, Johansson M, Enquist B (2013) Prediction of timber bending strength and in-member cross-sectional stiffness variation on the basis of local wood fibre orientation. *Eur. J. Wood Prod.* 71(3):319–333
- [52] Olsson A, Oscarsson J (2017) Strength grading on the basis of high resolution laser scanning and dynamic excitation: a full scale investigation of performance. *Eur. J. Wood Prod.* 75(1):17–31
- [53] Briggert A, Olsson A, Oscarsson J (2020) Prediction of tensile strength of sawn timber: definitions and performance of indicating properties based on surface laser scanning and dynamic excitation. *Mater Struct* 53(3):43
- [54] Lukacevic M, Füssl J (2014) Numerical simulation tool for wooden boards with a physically based approach to identify structural failure. *Eur. J. Wood Prod.* 72(4):497–508
- [55] Jenkel C, Kaliske M (2014) Finite element analysis of timber containing branches – An approach to model the grain course and the influence on the structural behaviour. *Engineering Structures* 75:237–247
- [56] Jenkel C, Kaliske M (2018) Simulation of failure in timber with structural inhomogeneities using an automated FE analysis. *Computers & Structures* 207:19–36
- [57] Lukacevic M, Kandler G, Hu M, Olsson A, Füssl J (2019) A 3D model for knots and related fiber deviations in sawn timber for prediction of mechanical properties of boards. *Materials & Design* 166:107617
- [58] Jenkel C, Leichsenring F, Graf W, Kaliske M (2015) Stochastic modelling of uncertainty in timber engineering. *Engineering Structures* 99:296–310
- [59] Füssl J, Kandler G, Eberhardsteiner J (2016) Application of stochastic finite element approaches to wood-based products. *Arch Appl Mech* 86(1-2):89–110

- 
- [60] Leichsenring F, Jenkel C, Graf W, Kaliske M (2018) Numerical simulation of wooden structures with polymorphic uncertainty in material properties. *IJRS* 12(1/2):24
- [61] Schietzold FN, Graf W, Kaliske M (2018) Polymorphic Uncertainty Modeling for Optimization of Timber Structures. *Proc. Appl. Math. Mech.* 18(1)
- [62] Müllerschön H, Lorenz D, Roll K (2007) Reliability based design optimization with LS-OPT for a metal forming application Proceedings of 6th German LS-DYNA Forum Frankenthal, Germany
- [63] Konopka D, Gebhardt C, Kaliske M (2017) Numerical modelling of wooden structures. *Journal of Cultural Heritage* 27:S93-S102
- [64] Hörig H (1935) Anwendung der Elastizitätstheorie anisotroper Körper auf Messungen an Holz. *Ingenieur-Archiv* 6(1):8–14
- [65] Keunecke D, Hering S, Niemz P (2008) Three-dimensional elastic behaviour of common yew and Norway spruce. *Wood Sci Technol* 42(8):633–647
- [66] Clauß S, Pescatore C, Niemz P (2014) Anisotropic elastic properties of common ash (*Fraxinus excelsior* L.). *Holzforschung* 68(8)
- [67] Hering S, Keunecke D, Niemz P (2012) Moisture-dependent orthotropic elasticity of beech wood. *Wood Sci. Technol.* 46(5):927–938
- [68] Bachtiar EV, Sanabria SJ, Mittig JP, Niemz P (2017) Moisture-dependent elastic characteristics of walnut and cherry wood by means of mechanical and ultrasonic test incorporating three different ultrasound data evaluation techniques. *Wood Sci Technol* 51(1):47–67
- [69] Buchelt B, Pfriem A (2011) Influence of wood specimen thickness on its mechanical properties by tensile testing: solid wood versus veneer. *Holzforschung* 65(2)
- [70] Pałubicki B, Marchal R, Butaud J-C, Denaud L-E, Bléron L, Collet R, Kowaluk G (2010) A Method of Lathe Checks Measurement; SMOF device and its software. *Eur. J. Wood Prod.* 68(2):151–159
- [71] Pfriem A, Buchelt B (2011) Influence of the slicing technique on mechanical properties of the produced veneer. *European Journal of Wood and Wood Products* 69(1):93–99
- [72] Rasbach H, Bellair B, Dietzel A, Zimmermann M (2011) Method for determination of three dimensional deformation of sample made of e.g. wood during introduction of force and/or moment in housing of test equipment, involves carrying out image correlations for determination of sample deformation. DE20111055953  
G01N3/00;G01B11/16;G01N3/06;G01N3/08;G01N33/46(DE102011055953 (B3))
- [73] Dietzel A, Raßbach H, Krichenbauer R (2016) Material Testing of Decorative Veneers and Different Approaches for Structural-Mechanical Modelling. Walnut Burl Wood and Multilaminar Wood Veneer. *BioResources* 11(3)

- 
- [74] Buchelt B, Wagenführ A (2007) Untersuchungen zur Anisotropie der mechanischen Eigenschaften von Nussbaummaserfurnier (*Juglans nigra* L.). *Holz Roh Werkst* 65(5):407–409
- [75] Buchelt B, Wagenführ A (2008) The mechanical behaviour of veneer subjected to bending and tensile loads. *Holz Roh Werkst* 66(4):289–294
- [76] Wagenführ A, Buchelt B, Pfriem A (2006) Material behaviour of veneer during multidimensional moulding. *Holz Roh Werkst* 64(2):83–89
- [77] DIN EN ISO 20482:2014-03, Metallische Werkstoffe\_- Bleche und Bänder\_- Tiefungsversuch nach Erichsen (ISO\_20482:2013); Deutsche Fassung EN\_ISO\_20482:2013. Beuth Verlag GmbH, Berlin
- [78] Fekiac J, Gáborík J, Smidriaková M (2016) 3D formability of moistened and steamed veneers. *Acta Facultatis Xylogiae Zvolen res Publica Slovaca* 58(2):15
- [79] Gaff M, Gasparik M, Matlak Jakub (2015) 3D Molding of Veneers by Mechanical Means. *BioResources* (10):412–422
- [80] Gaff M, Matlák J (2014) Modification of Veneers by Lamination and Steaming for the Purpose of Increasing 3D Moldability. *BioResources* 9(4)
- [81] Dexle C, Wiblishauser M (1998) Furniersystem hoher Flexibilität und Verfahren zur Herstellung eines solchen B27D-001/00\* B32B-021/10 D04H-001/10(DE19803262)
- [82] PWG VeneerBackings GmbH (2017) Technisches Datenblatt Rohvlies 90P-RAW
- [83] Gindl W, Schöberl T, Jeronimidis G (2004) The interphase in phenol–formaldehyde and polymeric methylene di-phenyl-di-isocyanate glue lines in wood. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 24(4):279–286
- [84] Konnerth J, Gindl W (2006) Mechanical characterisation of wood-adhesive interphase cell walls by nanoindentation. *Holzforschung* 60(4):429–433
- [85] Srinivasan N, Bhattacharyya D, Jayaraman K (2007) Thermoforming of wood veneer composite sheets. *Holzforschung* 61(5):224
- [86] Chanda A, Bhattacharyya D (2018) Formability of wood veneers. A parametric approach for understanding some manufacturing issues. *Holzforschung* 72(10):881–887
- [87] Buchelt B, Wagenführ A (2010) Influence of the adhesive layer on the mechanical properties of thin veneer-based composite materials. *European Journal of Wood and Wood Products* 68(4):475–477
- [88] Krüger R, Buchelt B, Wagenführ A (2018) New method for determination of shear properties of wood. *Wood Sci Technol* 52(6):1555–1568
- [89] Hearmon RFS (1948) The elasticity of wood and plywood. *Forest Products Research*
- [90] Baumann R (1922) *Die bisherigen Ergebnisse der Holzprüfungen in der Materialprüfungsanstalt an der technischen Hochschule Stuttgart*. J. Springer

- 
- [91] Wagenführ R (2007) Holzatlas, 6. Aufl. Fachbuchverl. Leipzig im Hanser Verl., Leipzig
- [92] Ozyhar T, Hering S, Niemz P (2012) Moisture-dependent elastic and strength anisotropy of European beech wood in tension. *J Mater Sci* 47(16):6141–6150
- [93] Ozyhar T, Hering S, Sanabria SJ, Niemz P (2013) Determining moisture-dependent elastic characteristics of beech wood by means of ultrasonic waves. *Wood Sci Technol* 47(2):329–341
- [94] Niemz P, Caduff D (2008) Untersuchungen zur Bestimmung der Poissonschen Konstanten an Fichtenholz. *Eur. J. Wood Prod.* 66(1):1–4
- [95] Kumpenza C, Matz P, Halbauer P, Grabner M, Steiner G, Feist F, Müller U (2018) Measuring Poisson's ratio: mechanical characterization of spruce wood by means of non-contact optical gauging techniques. *Wood Sci Technol* 52(6):1451–1471
- [96] Keunecke D, Merz T, Sonderegger W, Schnider T, Niemz P (2011) Stiffness moduli of various softwood and hardwood species determined with ultrasound. *Wood Material Science & Engineering* 6(3):91–94
- [97] Stamer J (1935) Elastizitätsuntersuchungen an Hölzern. *Ingenieur-Archiv* 6(1):1–8
- [98] DIN EN ISO 12004-2:2009-02, Metallische Werkstoffe - Bleche und Bänder - Bestimmung der Grenzformänderungskurve\_- Teil\_2: Bestimmung von Grenzformänderungskurven im Labor (ISO\_12004-2:2008); Deutsche Fassung EN\_ISO\_12004-2:2008. Beuth Verlag GmbH, Berlin
- [99] Siegert K (Hrsg) (2015) Blechumformung. Verfahren, Werkzeuge und Maschinen, 1. Aufl. Springer Vieweg, Berlin
- [100] Bragard A, Baret J-C, Bonnarens H (1972) Simplified Technique to Determine the FLD on the Onset of Necking. *C. R. M.* (33):53–63
- [101] Back EL, Salmen NL (1982) Glass transitions of wood components hold implications for molding and pulping processes. *TAPPI J* 65(7):107–110
- [102] Goring D (1963) Thermal softening of lignin, hemicellulose and cellulose. *Pulp Paper Mag. Can* 64:12, T517-T527
- [103] Hillis WE, Rozsa AN (1978) The Softening Temperatures of Wood. *Holzforschung* 32(2):68–73
- [104] Irvine GM (1984) The glass transitions of lignin and hemicellulose and their measurement by differential thermal analysis. *TAPPI J* 67:118–121
- [105] Börcsök Z, Pásztor Z (2020) The role of lignin in wood working processes using elevated temperatures: an abbreviated literature survey. *Eur. J. Wood Prod.*
- [106] Hashin Z (1980) Failure Criteria for Unidirectional Fiber Composites. *Journal of Applied Mechanics* 47(2):329–334

- 
- [107] Schweizerhof K, Weimar K, Munz T, Rottner T (1998) Crashworthiness analysis with enhanced composite material models in LS-DYNA - merits and limits LS-DYNA world conference, S 1 - 17
- [108] Matzenmiller A, Lubliner J, Taylor RL (1995) A constitutive model for anisotropic damage in fiber-composites. *Mechanics of Materials* 20(2):125–152
- [109] Schniewind AP (1966) Über Unterschiede in der Zugfestigkeit von Früh- und Spätholztracheiden. *Holz als Roh-und Werkstoff* 24(10):502–506
- [110] Burgert I, Frühmann K, Keckes J, Fratzl P, Stanzl-Tschegg SE (2003) Microtensile testing of wood fibers combined with video extensometry for efficient strain detection. *Holzforschung* 57(6):661–664
- [111] Cramer S, Kretschmann D, Lakes R, Schmidt T (2005) Earlywood and latewood elastic properties in loblolly pine. *Holzforschung* 59(5):531–538
- [112] Jernkvist LO, Thuvander F (2001) Experimental Determination of Stiffness Variation Across Growth Rings in *Picea abies*. *Holzforschung* 55(3):309–317
- [113] Wang D, Lin L, Fu F, Fan M (2020) Fracture mechanisms of softwood under longitudinal tensile load at the cell wall scale. *Holzforschung* 74(7):715–724
- [114] Eder M, Jungnickl K, Burgert I (2009) A close-up view of wood structure and properties across a growth ring of Norway spruce (*Picea abies* [L] Karst.). *Trees* 23(1):79–84
- [115] Mott L, Groom L, Shaler S (2007) Mechanical properties of individual southern pine fibers. Part II. Comparison of earlywood and latewood fibers with respect to tree height and juvenility. *Wood and Fiber Science* 34(2):221–237
- [116] Nutini M, Vitali M (2019) Interactive failure criteria for glass fibre reinforced polypropylene: validation on an industrial part. *International Journal of Crashworthiness* 24(1):24–38
- [117] Liebold C, Haufe A (2019) Mapping - Übertragung der Ergebnisse der Prozesssimulation auf die Struktursimulation. In: Dittmann J, Middendorf P (Hrsg) *Der digitale Prototyp: Ganzheitlicher digitaler Prototyp im Leichtbau für die Großserienproduktion*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, S 83–93
- [118] Vinot M, Holzapfel M, Liebold C Investigating the influence of local fiber architecture in textile composites by the help of a mapping tool *Proceedings of 11th European LS-DYNA 2017*
- [119] Zerbst D, Liebold C, Gereke T, Haufe A, Clauß S, Cherif C (2020) Modelling Inhomogeneity of Veneer Laminates with a Finite Element Mapping Method Based on Arbitrary Grayscale Images. *Materials (Basel)* 13(13)
- [120] Livermore Software Technology Corporation (2019) *LS-OPT Manual, A Design Optimization and Probabilistic Analysis Tool for the Engineering Analyst*, Livermore, California

- [121] Livermore Software Technology Corporation (2020) LS-DYNA Manual, Vol.1, Livermore, California
- [122] Ozyhar T, Hering S, Niemz P (2013) Moisture-dependent orthotropic tension-compression asymmetry of wood. *Holzforschung* 67(4):395–404
- [123] Baumann G, Hartmann S, Müller U, Kurzböck C, Feist F (2019) Comparison of the two material models 58, 143 in LS Dyna for modelling solid birch wood Proceedings of 12th European LS-DYNA Conference Koblenz, Germany
- [124] Zerbst D, Liebold C, Gereke T, Clauß S, Cherif C (2021) Numerical Simulation of the Forming Process of Veneer Laminates. *Journal of Composites Science* (Under Review)
- [125] McKenzie WM, Karpovich H (1968) The frictional behaviour of wood. *Wood Sci Technol* 2(2):139–152
- [126] Schweizerhof K, Walz M Quasi-statische Berechnungen mit LS-DYNA-Möglichkeiten und Grenzen Proceedings of 17th CADFEM Users Meeting, Sonthofen
- [127] Kandler G, Lukacevic M, Füssl J (2016) An algorithm for the geometric reconstruction of knots within timber boards based on fibre angle measurements. *Construction and Building Materials* 124:945–960
- [128] Riggio M, Sandak J, Franke S (2015) Application of imaging techniques for detection of defects, damage and decay in timber structures on-site. *Construction and Building Materials* 101:1241–1252
- [129] Saft S, Kaliske M (2012) Computational approach towards structural investigations for the restoration of historical keyboard instruments. *Journal of Cultural Heritage* 13(3):S165-S174
- [130] Afshar R, Alavyoon N, Ahlgren A, Gamstedt EK (2021) Full scale finite element modelling and analysis of the 17th-century warship Vasa: A methodological approach and preliminary results. *Engineering Structures* 231:111765
- [131] Marcon B, Goli G, Fioravanti M (2020) Modelling wooden cultural heritage. The need to consider each artefact as unique as illustrated by the Cannone violin. *Herit Sci* 8(1)
- [132] Fleischhauer R, Kaliske M (2018) Hygro- and Thermo-Mechanical Modeling of Wood at Large Deformations: Application to Densification and Forming of Wooden Structures. In: Altenbach H, Jablonski F, Müller WH, Naumenko K, Schneider P (Hrsg) *Advances in mechanics of materials and structural analysis. In honor of Reinhold Kienzler*, 1. Aufl, Bd 80. Springer-Verlag, s.l., S 59–97



## Anhang

### A-1 Messergebnisse Zugversuch

**Tabelle 8.1** Einzelergebnisse des E-Modul und der Poissonzahl von Eschenholz-Furnierlaminat mit Mittelwert  $\mu$ , Standardabweichung  $s$  und Variationskoeffizient  $v$  (n=10).

	Normalklima			Wasserlagerung	
	$E_{11}$ [MPa]	$E_{22}$ [MPa]	$\nu_{12}$ [-]	$E_{11}$ [MPa]	$E_{22}$ [MPa]
	4663,57	3343,70	0,41	1692,63	349,38
	6085,66	2894,80	0,35	1771,20	353,80
	6019,05	3490,10	0,44	1759,82	356,90
	6466,07	3811,40	0,42	1757,88	403,68
	7703,68	3438,70	0,52	1751,74	404,66
	7197,41	3429,40	0,46	1783,54	408,04
	6314,61	2998,70	0,36	1760,13	424,25
	6175,49	4181,60	0,50	1745,84	361,85
	7666,00	3942,90	0,36	1800,31	356,65
	6178,54	3823,70	0,41	1772,09	
$\mu$	6447,01	3535,50	0,42	1759,52	379,91
$s$	853,60	387,39	0,06	26,95	27,78
$v$ [%]	13	11	13	2	7

**Tabelle 8.2** Einzelergebnisse der Zugfestigkeit und der Bruchdehnung von Eschenholz-Furnierlaminat mit Mittelwert  $\mu$ , Standardabweichung  $s$  und Variationskoeffizient  $v$  (n=10).

	Normalklima		Wasserlagerung		Normalklima		Wasserlagerung	
	$\sigma_{max,11}$ [Mpa]	$\epsilon_{max,11}$ [-]	$\sigma_{max,11}$ [Mpa]	$\epsilon_{max,11}$ [-]	$\sigma_{max,22}$ [Mpa]	$\epsilon_{max,22}$ [-]	$\sigma_{max,22}$ [Mpa]	$\epsilon_{max,22}$ [-]
	44,74	0,0098	39,57	0,0209	12,59	0,0104	12,41	0,0693
	68,49	0,0125	39,06	0,0288	13,42	0,0120	12,06	0,0689
	53,15	0,0097	46,49	0,0260	13,95	0,0084	11,73	0,0663
	60,83	0,0103	38,20	0,0153	13,83	0,0083	11,91	0,0600
	84,12	0,0120	40,73	0,0183	12,53	0,0103	11,97	0,0615
	71,10	0,0105	38,58	0,0198	12,53	0,0086	11,64	0,0576
	64,18	0,0111	39,69	0,0254	12,95	0,0104	11,54	0,0576
	56,85	0,0095	39,79	0,0157	12,91	0,0106	11,94	0,0658
	73,51	0,0103	39,55	0,0173	13,13	0,0108	11,16	0,0584
	54,88	0,0094	42,30	0,0175	12,80	0,0100	11,33	0,0604
$\mu$	63,18	0,0105	40,40	0,0205	13,06	0,0100	11,77	0,0626
$s$	10,92	0,0010	2,30	0,0045	0,49	0,0011	0,35	0,0043
$v$ [%]	17	10	6	22	4	11	3	7

**Tabelle 8.3** Einzelergebnisse des E-Moduls, der Zugfestigkeit und der Bruchdehnung für Ahorn-Furnierlaminat mit Mittelwert  $\mu$ , Standardabweichung  $s$  und Variationskoeffizient  $v$  ( $n=10$ ).

	Normalklima						Wasserlagerung					
	$E_{11}$ [MPa]	$\sigma_{max,11}$ [MPa]	$\epsilon_{max,11}$ [%]	$E_{22}$ [MPa]	$\sigma_{max,22}$ [MPa]	$\epsilon_{max,22}$ [%]	$E_{11}$ [MPa]	$\sigma_{max,11}$ [MPa]	$\epsilon_{max,11}$ [%]	$E_{22}$ [MPa]	$\sigma_{max,22}$ [MPa]	$\epsilon_{max,22}$ [%]
	5747,85	68,93	1,42	1033,83	11,73	1,43	3586,35	40,41	1,96	223,93	6,97	5,75
	6279,38	73,79	1,40	1050,17	12,34	1,64	3886,51	43,16	1,81	227,13	6,29	4,63
	5922,93	66,74	1,30	978,53	11,99	1,75	3957,91	42,34	1,68	231,42	7,60	6,41
	5585,69	65,84	1,39	1075,27	12,57	1,60	3974,49	45,26	1,88	222,45	6,95	5,78
	5885,61	69,53	1,38	1025,05	12,36	1,69	3461,51	40,36	1,96	270,55	7,52	6,56
	6351,42	74,95	1,41	1058,80	12,07	1,49	3049,18	33,83	2,13	270,90	6,04	4,83
	6386,55	79,60	1,53	1070,34	12,67	1,63	2637,28	30,91	2,22	285,92	7,11	5,73
	6671,49	83,05	1,47	1075,33	12,13	1,50	2965,70	33,88	2,38	274,10	6,85	5,86
	7084,15	83,19	1,34	1094,93	11,95	1,38	3630,60	41,44	1,91	279,45	6,91	5,94
	6782,15	81,90	1,40	1093,17	12,66	1,52	3620,71	41,93	1,94	267,64	6,62	5,62
$\mu$	6269,72	74,75	1,40	1055,54	12,25	1,56	3477,02	39,35	1,99	255,35	6,89	5,71
$s$	459,98	6,48	0,06	33,67	0,31	0,11	430,41	4,51	0,19	24,35	0,46	0,57
$v$ [%]	7	9	4	3	2	7	12	11	10	10	7	10

## A-2 Messergebnisse Scherrahmenversuch

**Tabelle 8.4** Einzelergebnisse des Schubmoduls, der Scherfestigkeit und der maximalen Gleitung für Eschenholz-Furnierlaminat mit Mittelwert  $\mu$ , Standardabweichung  $s$  und Variationskoeffizient  $v$  ( $n=20$ ).

	Normalklima			Wasserlagerung		
	$G_{12}$ [MPa]	$\tau_{max,12}$ [MPa]	$\gamma_{max,12}$ [-]	$G_{12}$ [MPa]	$\tau_{max,12}$ [MPa]	$\gamma_{max,12}$ [-]
823	24,80	0,11	329	10,63		
672	19,76	0,07	320	12,46		
853	22,68	0,08	261	10,47		
895	27,62	0,08	308	10,62		
884	20,68	0,06	247	9,85		
960	24,66	0,05	270	10,66		
799	21,50	0,08	259	9,62		
1025	29,25	0,07	266	11,00		
922	23,46	0,05	260	8,83		
882	23,27	0,08	276	11,35		
986	26,78	0,07	251	9,76	>0,12	
820	20,57	0,06	236	9,35		
823	20,93	0,06	325	11,97		
1027	26,96	0,07	240	9,88		
872	20,20	0,05	213	9,02		
1027	23,95	0,08	234	9,24		
989	25,37	0,05	253	9,95		
874	26,24	0,09	295	11,30		
916	24,83	0,07	265	12,08		
960	20,33	0,07	257	11,62		
$\mu$	900,45	23,69	0,07	268,22	10,48	
$s$	88,28	2,75	0,02	31,15	1,04	
$v$ [%]	10	12	21	12	10	

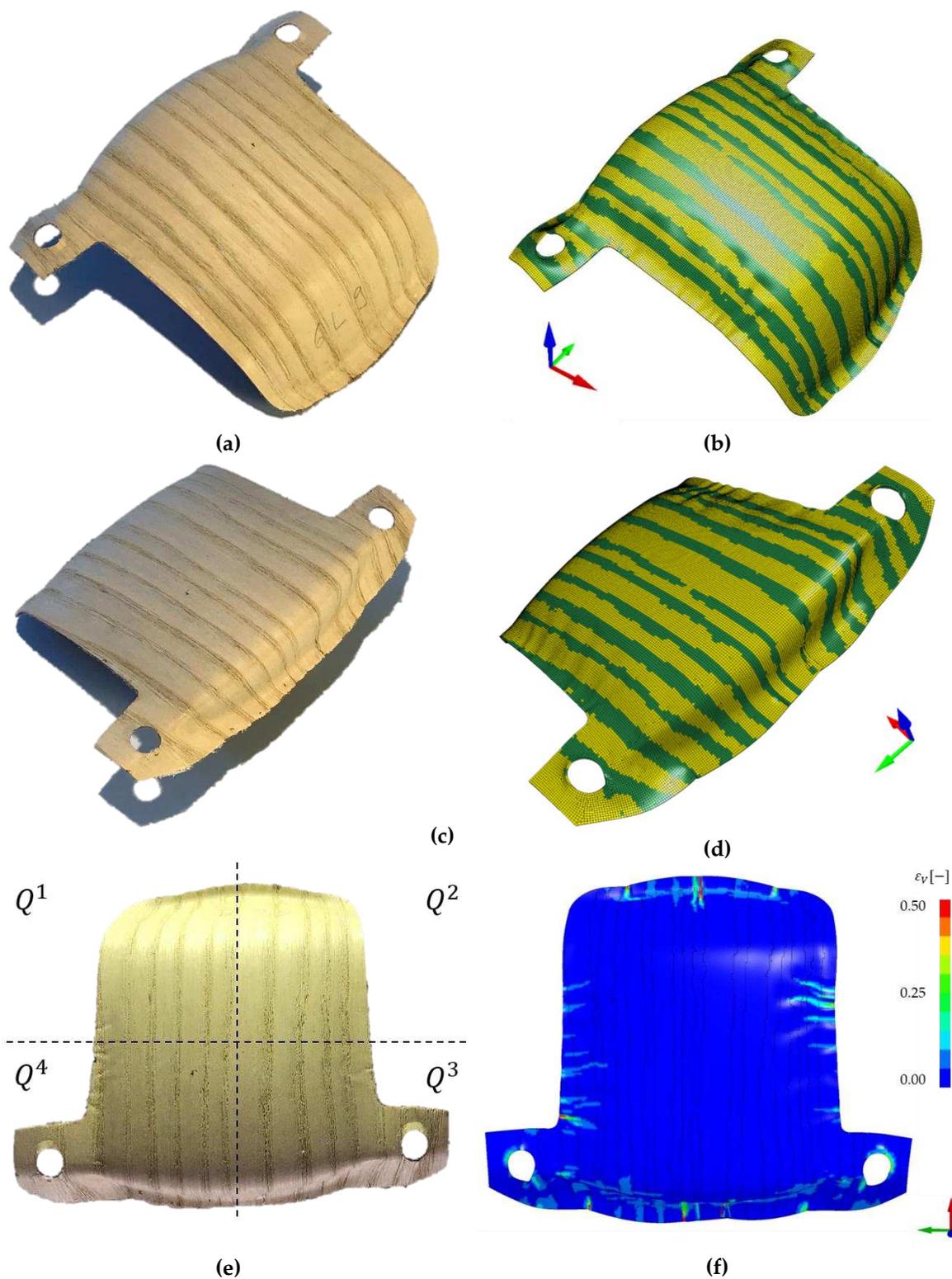


```

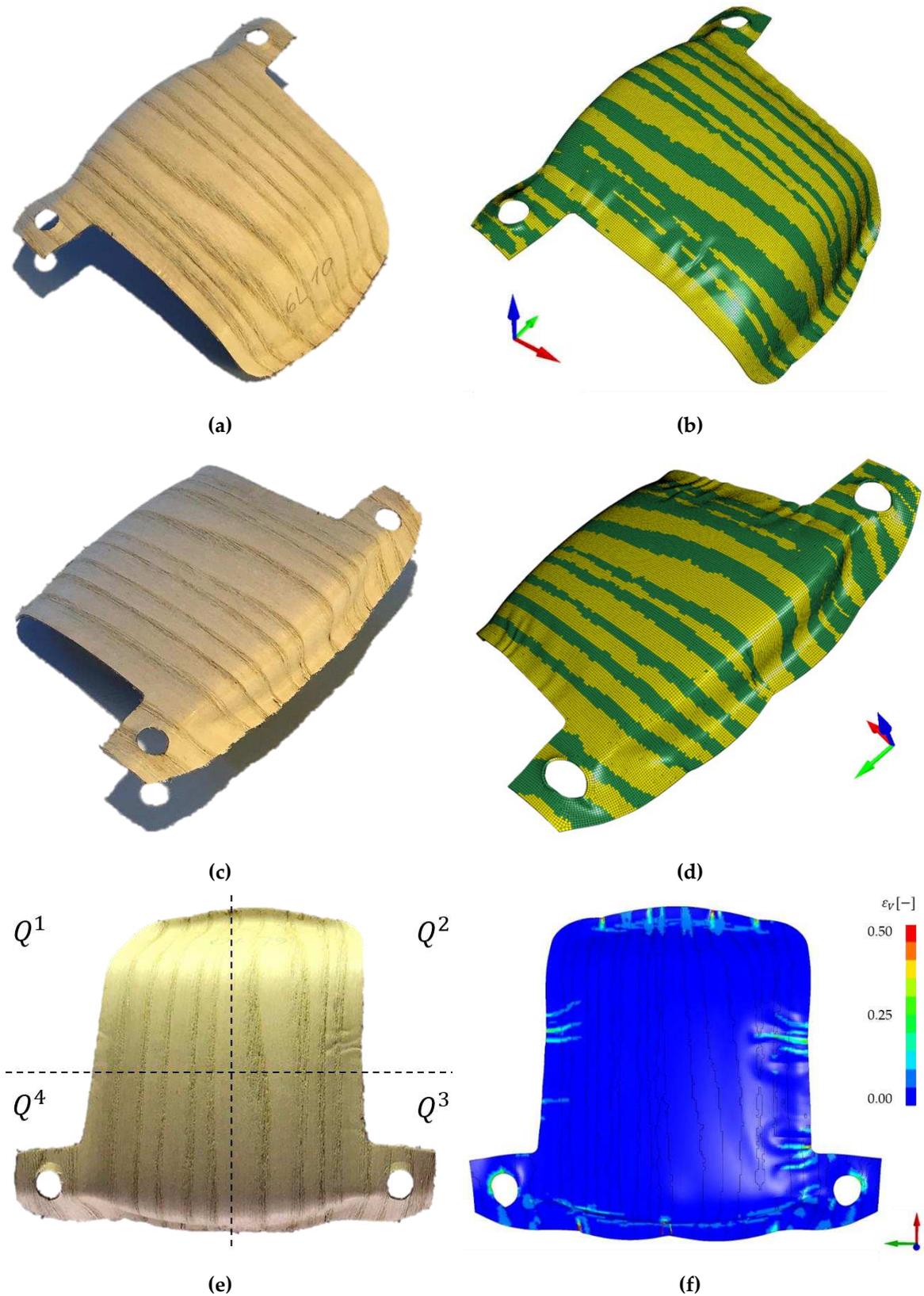
$# lce11c lce11t lce22c lce22t lcgms
      0      0      0      0      0
$#+++++MATERIALKARTE_AHORN+++++
*MAT_LAMINATED_COMPOSITE_FABRIC_TITLE
AHORN_MATERIAL
$# mid ro ea eb (ec) prba taul gamma1
      16.7000E-10 3477.0 280.0 280.0 0.0338223 7.0 0.15
$# gab gbc gca slimt1 slimc1 slimt2 slimc2 slims
      245.0 93.0 245.0 0.5 1.0 0.5 1.0 1.0
$# aopt tsize erods soft fs epsf epsr tsmd
      2.0 0.0 0.0 0.0 -1.0 0.0 0.0 0.9
$# xp yp zp a1 a2 a3 prca prcb
      0.0 0.0 0.0 1.0 0.0 0.0 0.0 0.5
$# v1 v2 v3 d1 d2 d3 beta
      0.0 0.0 0.0 0.0 0.0 0.0 0.0
$# e11c e11t e22c e22t gms
      0.018 0.02 0.05 0.06 0.25
$# xc xt yc yt sc
      15.0 39.0 5.0 6.0 8.0
$# lcxc lcxt lcyc lcyt lcsc lctau lcgam dt
      0 0 0 0 0 0 0 0.0
$# lce11c lce11t lce22c lce22t lcgms
      0 0 0 0 0
*END

```

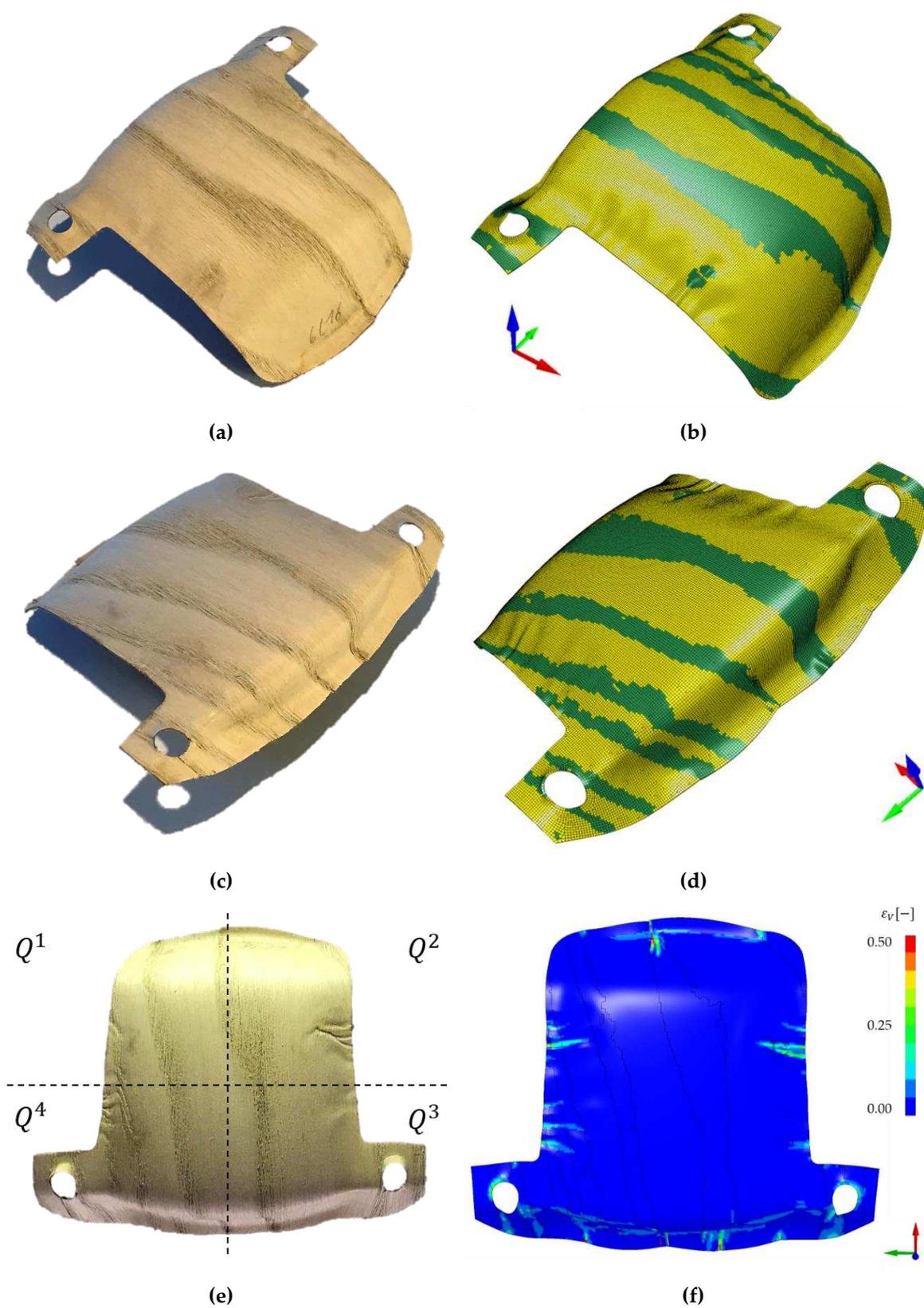
## A-4 Weitere Ergebnisse aus Abschnitt 6.4.3.2



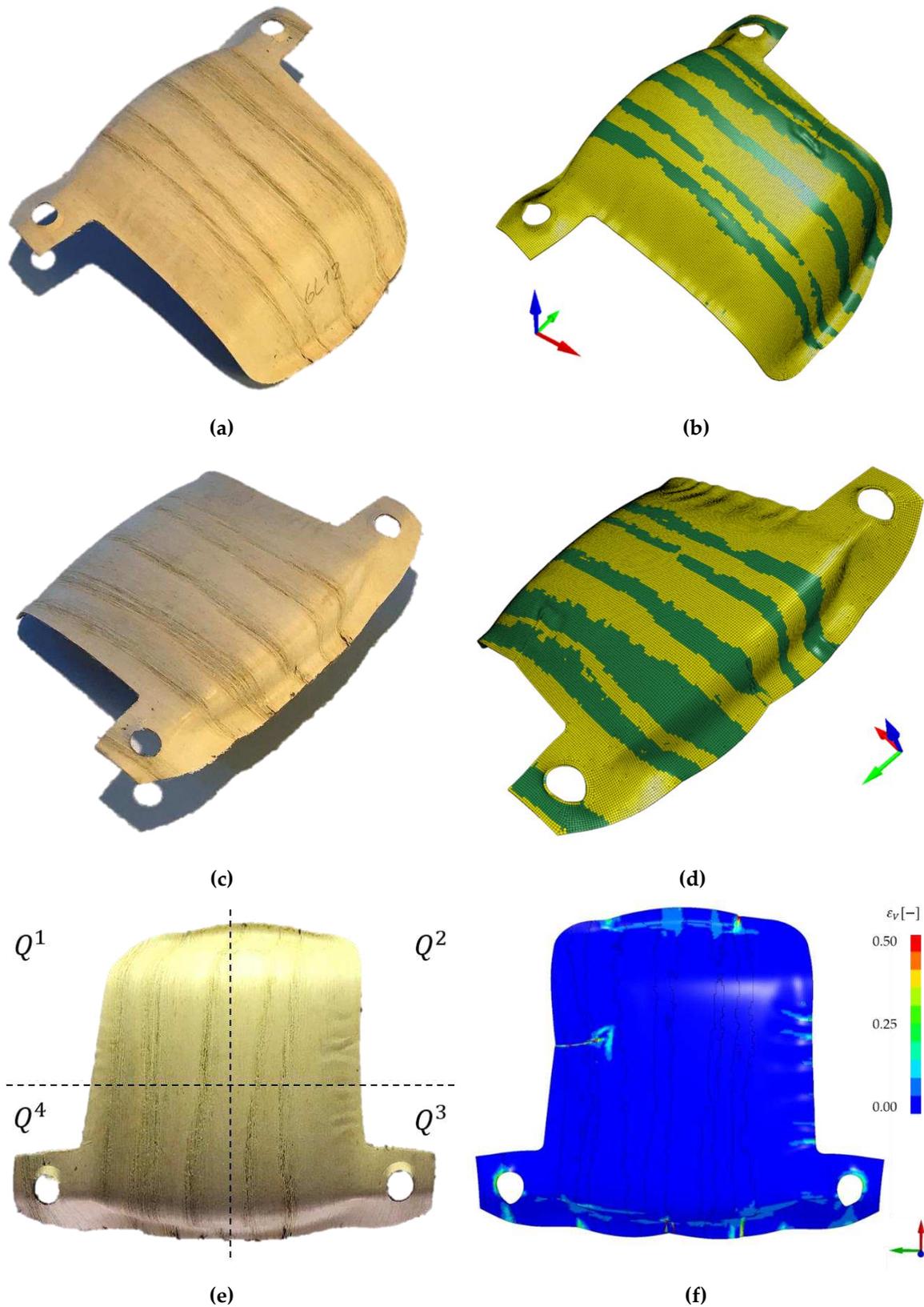
Umformergebnis der Probe 5<sub>II</sub>. (a) Ansicht Hinterkante Experiment (b) Ansicht Hinterkante Modell (c) Ansicht Vorderkante Experiment (d) Ansicht Vorderkante Modell (e) Draufsicht mit Einteilung in Quadranten (f) Draufsicht Modell mit Ausgabe der Vergleichsdehnung.



Umformergebnis der Probe  $Z_{II}$ . **(a)** Ansicht Hinterkante Experiment **(b)** Ansicht Hinterkante Modell **(c)** Ansicht Vorderkante Experiment **(d)** Ansicht Vorderkante Modell **(e)** Draufsicht mit Einteilung in Quadranten **(f)** Draufsicht Modell mit Ausgabe der Vergleichsdehnung.



Umformergebnis der Probe 1<sub>II</sub>. **(a)** Ansicht Hinterkante Experiment **(b)** Ansicht Hinterkante Modell **(c)** Ansicht Vorderkante Experiment **(d)** Ansicht Vorderkante Modell **(e)** Draufsicht mit Einteilung in Quadranten **(f)** Draufsicht Modell mit Ausgabe der Vergleichsdehnung.



Umformergebnis der Probe 3<sub>II</sub>. **(a)** Ansicht Hinterkante Experiment **(b)** Ansicht Hinterkante Modell **(c)** Ansicht Vorderkante Experiment **(d)** Ansicht Vorderkante Modell **(e)** Draufsicht mit Einteilung in Quadranten **(f)** Draufsicht Modell mit Ausgabe der Vergleichsdehnung.