

3 Material und Methoden

Im Rahmen dieser Arbeit werden sowohl theoretische als auch praktische Untersuchungen zum Thema "Holz als Vorbild für technische Faserverbunde" durchgeführt.

Besonderes Augenmerk gilt hierbei der Verknüpfung von Belastungen im Baum, der Wachstumsspannungen, der inneren Architektur von Holz und den daraus resultierenden verschiedenen Holzfestigkeiten.

Hierzu werden mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode (FEM) Spannungs-Dehnungs-Analysen von Holz am Computer simuliert.

Daneben werden durch eine spezielle Färbung von sehr dünnen Holzschnitten und unter Verwendung einer Stereolupe bzw. eines Licht-Mikroskops makroskopische und mikroskopische Unterschiede im Holz sichtbar gemacht.

Die lokalen Festigkeiten von grünem, saftfrischem Holz werden dann in verschiedenen Feldstudien mit dem Fractometer III ermittelt.

Des Weiteren wird der Einfluss permanenter und gleichgerichteter Belastung auf das Holz anhand der ermittelten Druckfestigkeitsverteilungen und Elastizitätsmoduln in Faserrichtung an nahezu horizontal angelegten Ästen aufgezeigt. Der Einfluss dieser Materialanpassungen auf das Astwachstum ist ebenfalls Bestandteil der Untersuchung.

Die Wirkung der quer zur Faserrichtung wirkenden Belastungen im Bereich von Astenbindungen und Zwieseln auf die tangentielle Biegefestigkeit, die Holz Anatomie und die Wachstumsspannungen sind ein weiterer Punkt dieser Arbeit.

Das im Bereich von Wunden gebildete Kallusgewebe ist nicht mit dem überwallten Holz verbunden, so dass sich an diesen Stellen ein Riss befindet, dessen Einfluss auf die Ausbildung von Wachstumsspannungen ebenfalls untersucht wird.

Neben diesen Untersuchungen zur inneren Optimierung der Bäume wird der Versuch unternommen - nach dem Vorbild der Natur - die Versagenslast von technischen Faserverbunden zu erhöhen. Hierzu werden ebenfalls FE-Analysen von optimierten und nicht optimierten

FV-Bauteilen durchgeführt. Diese Berechnungsergebnisse werden dann anhand von nicht-optimierten und optimierten Prototypen im praktischen Versuch verglichen.

Die Grundlagen dieser Bauteil-Optimierung sind die CAIO-Methode (Computer-Aided-Internal-Optimization) und das Versagenskriterium für FV-Werkstoffe nach Tsai.

Im Folgenden wird auf die hierbei verwendeten Methoden und Messvorrichtungen eingegangen.

3.1 Die Spannungs-, Dehnungs- und Versagensanalyse von Strukturen

In vielen Bereichen der Ingenieurwissenschaften stützt sich die Auslegung belasteter Bauteile auf anerkannte Verfahren der Betriebsfestigkeit. Die Auslegung erfordert somit Kenntnisse über Werkstoffe, Belastungen, Fertigungsverfahren und die analytische Ermittlung der Beanspruchung eines Bauteils. Leider gilt dies in aller Regel nur für einfache Bauteile. Bei geometrisch bzw. werkstoffspezifisch komplexen Bauteilen können keine genaue Spannungs- oder Dehnungsanalysen durchgeführt werden. Es ist dann unabdingbar auf numerische Verfahren zur Lösung von strukturmechanischen Problemen zurückzugreifen. Das rechnerinterne Modell wird während des Berechnungs-Prozesses durch ein Gleichungssystem von (in der Regel) Differentialgleichungen mathematisch beschrieben. Eine exakte Lösung der Differentialgleichungen ist nur in den seltensten Fällen möglich.

Die Schwierigkeit bei analytischen Näherungsverfahren ist es, eine geeignete Ansatzfunktion zu finden. Diese Ansatzfunktionen sind in der Regel nur auf wenige Sonderfälle beschränkt. Das analytische Näherungsverfahren spielt deshalb nur eine untergeordnete Rolle. Obwohl das numerische Näherungsverfahren nur Zahlenwerte als Ergebnis liefert und keine analytischen Ausdrücke für die Abhängigkeit der Variablen untereinander, hat es sich heute

gegenüber den analytischen Näherungsverfahren klar durchgesetzt, weil es keine Ansatzfunktion benötigt.

Das heute am weitesten verbreitete, numerische Verfahren ist die FEM. Hierbei wird eine FE-Struktur im Pre-Prozessor eines FE-Programmes generiert. Dann wird diese Struktur diskretisiert, d. h. in endlich viele einfach geformte Elemente zerlegt. Für jedes dieser Elemente wird anschließend, unter Berücksichtigung der angreifenden Lasten und Lagerbedingungen, die Deformation und die zugehörige Dehnung berechnet. Aus der Kenntnis der Dehnungen können die wirksamen Spannungen im Bauteil abgeleitet werden. Die Interpretation der Berechnungsergebnisse erfolgt im Post-Prozessor des FE-Programmes. Als Näherungsverfahren erfordern die numerischen Verfahren zum Teil erhebliche Idealisierungen. Die Vereinfachungen und Abschätzungen bei der Festlegung der Rand- und Eingangsbedingungen, die zur Ableitung einer geschlossenen Lösung getroffen werden, entsprechen in der Regel nicht exakt der Realität.

Bei einer Analyse von komplexen Strukturen ist diese Methode jedoch ein sehr gutes Werkzeug, um Belastungsverhältnisse abzuschätzen. Grundsätzlich sollten die Ergebnisse von FE-Analysen auf ihre Plausibilität hin geprüft werden.

3.1.1 Die Elastizitätstheorie

Alle in dieser Arbeit angestellten numerischen Analysen zu den Beziehungen zwischen Spannungen und Verzerrungen basieren auf der Grundlage der Elastizitätstheorie.

Nach BARTOSCH (1998) liegt elastisches Materialverhalten eines Werkstoffes vor, wenn während eines beliebigen, geschlossenen Formänderungs-Zyklusses keine mechanische Arbeit geleistet wird. Linear elastische Materialien weisen ein einfaches, aber beständiges Gedächtnis auf. Ein linear elastischer Körper erinnert sich immer an genau eine Konfiguration: den unbelasteten, unverformten Zustand. Elastische Materialien finden bei einer Entlastung immer wieder zu diesem ursprünglichen Zustand zurück. Dieser Vorgang ist unabhängig von der Art der Belastung und deren Geschwindigkeit, dem Zeitpunkt der Lastaufbringung und dem zeitlichen Verlauf der Last.

Es gibt auch Werkstoffe, die ein kompliziertes Gedächtnis aufweisen. Diese werden hier nur kurz erläutert und sind für die weitere Arbeit nicht maßgeblich. Viskoselastische Werkstoffe erinnern sich z. B. an ihre Belastungsgeschichte und reagieren mit unterschiedlichen Dehnungsantworten auf unterschiedliche Belastungsgeschichten. Solche Werkstoffe können ihre Ursprungsconfiguration völlig vergessen, wenn sie nur hinreichend lange in einer belasteten und somit verformten Konfiguration verharren. Viskoselastische Werkstoffe haben damit ein nachlassendes Gedächtnis.

An einen linear elastischen Werkstoff sind folgende Beziehungen geknüpft:

- Der Zusammenhang von Spannung und Dehnung ist linear (während er beim nichtlinear-elastischen Werkstoff progressiv oder degressiv sein kann).
- Die auftretenden Verformungen sind klein. Somit können die Belastungen am unverformten FE-Modell angesetzt werden.
- Die Belastungen erfolgen quasi-statisch.

In der Elastizitätstheorie können Spannungen und Verzerrungen in Tensorschreibweise dargestellt werden.

Bei einem Spannungstensor σ_{km} gibt der erste Index $k \in \{x, y, z\}$ die Richtung der Flächennormalen und der zweite Index $m \in \{x, y, z\}$ die Krafrichtung an (Abb. 3.1 A).

Stimmt die Richtung der Flächennormalen mit der Krafrichtung überein ($k = m$), wirken also die Spannungen senkrecht zur Spannungsebene (Zug- bzw. Druckspannungen), so spricht man von Normalspannungen (σ_k):

$$\sigma_{xx} \equiv \sigma_x, \sigma_{yy} \equiv \sigma_y, \sigma_{zz} \equiv \sigma_z$$

Bei $k \neq m$ spricht man von Schubspannungen.

Aus der Betrachtung der Momentengleichgewichtsbedingungen um die Koordinatenachsen eines Volumenelements ergibt sich der Satz von Cauchy:

Der Spannungstensor ist symmetrisch.

$$\tau_{km} = \tau_{mk}.$$

Die Spannungstensoren σ_{km} können zu einer Spannungsmatrix zusammengefasst werden. Eine Matrix ist ein Rechteckschema aus Matrixelementen, die nach Zeilen und Spalten geordnet sind. Das Matrixelement a_{ij} ist in der i -ten Zeile und in der j -ten Spalte zu finden. Die Matrixelemente mit $i=j$ bilden zusammen die Hauptdiagonale. Die Spannungsmatrix ist bezüglich der Hauptdiagonalen (Normalspannungen) symmetrisch:

$$\begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} & \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} & \sigma_{zy} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \text{symmetrisch} & & \sigma_z \end{bmatrix}$$

Dreht man das Volumenelement derart, dass alle Schubspannungen verschwinden, so erhält man die Hauptspannungen σ_1 , σ_2 und σ_3 (siehe Abbildung 3.1 B).

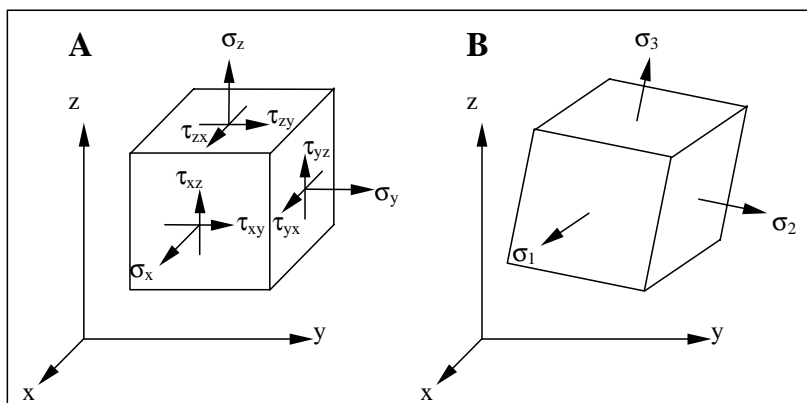


Abbildung 3.1:
Schematische Darstellung der Normal-, Schub- und Hauptspannungen an einem differentiellen Volumenelement [BEITZ und KÜTTNER, 1990].

Ein Spannungszustand kann entweder durch seine Hauptspannungen oder durch seine Normal- und Schubspannungen beschrieben werden.

Aus den Hauptspannungen kann eine richtungsunabhängige Vergleichsspannung errechnet werden. Sie dient zur Beurteilung bei bestimmten Versagenskriterien, zum Beispiel die von Misesspannung für einsetzendes Fließen bei elastisch-plastischen Materialien:

$$\sigma_{\text{Mises}} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}$$

Die Zerlegung der Belastung eines Volumenelementes in einzelne Komponenten in Richtung der Koordinatenachsen führt wie oben dargestellt zu sechs Spannungskomponenten (Abb. 3.1 A). Jede dieser neun Spannungen kann wiederum neun Verzerrungen bewirken.

Den linearen Zusammenhang zwischen Spannungen und Verzerrungen liefert das Hooksche Gesetz:

$$\sigma = \varepsilon \cdot E$$

Daraus ergibt sich eine neun mal neun Matrix mit 81 Koeffizienten in den Spannungs-Verzerrungsbeziehungen. Aufgrund des Satzes von Cauchy reduziert sich die Koeffizientenzahl auf 36. Daneben führen Energiebetrachtungen bzw. die Gleichheit der Formänderungsarbeit zu 21 unabhängigen Koeffizienten.

Das erweiterte Hooksche Gesetz für den anisotropen Körper lautet:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & C_{15} & C_{16} \\ & C_{22} & C_{23} & C_{24} & C_{25} & C_{26} \\ & & C_{33} & C_{34} & C_{35} & C_{36} \\ & & & C_{44} & C_{45} & C_{46} \\ & \text{Sym} & & & C_{55} & C_{56} \\ & & & & & C_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix}$$

Diese Gleichung kann im Falle von Holz bzw. FV-Werkstoffen erheblich vereinfacht werden. Berücksichtigt man z. B. das unterschiedliche elastische Verhalten von Holz in und senkrecht zur Faserrichtung, sowie die Wirkung der radial verlaufenden Holzstrahlen, wird deutlich, dass Holz gerichtete Eigenschaften zu drei senkrecht aufeinander stehenden Symmetrieebenen aufweist. Diese Materialeigenschaft nennt man orthotrop. Nach der Theorie der orthotropen Elastizität ist die Beschreibung der σ - ε Beziehung durch neun unabhängige Konstanten möglich. Das Materialverhalten von Holz kann deshalb ebenfalls mit nur neun statt mit 21 unabhängigen Koeffizienten beschrieben werden.

Für einen orthotropen Körper lautet die σ - ε Beziehung also:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ & & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ & & & C_{44} & 0 & 0 \\ & \text{Sym} & & & C_{55} & 0 \\ & & & & & C_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix}$$

Ein unidirektionaler Faserverbund (UD-Faserverbund) weist eine besondere Art der Orthotropie auf. Da beim UD-Faserverbund die elastischen Eigenschaften in 2- und in 3-Richtung gleich sind, reduziert sich Anzahl der unabhängigen Koeffizienten auf fünf. Solche Werkstoffeigenschaften werden als transversal isotrop bezeichnet.

Hat ein Werkstoff in jede beliebige Richtung die gleichen Materialeigenschaften so wird dieser als isotroper Werkstoff bezeichnet. Die Koeffizienten lassen sich dann aus nur noch zwei unabhängigen Werkstoffkonstanten berechnen.

Die oben aufgeführten Beziehungen können in folgender Form geschrieben werden:

$$\{\sigma\} = [C] \{\varepsilon\} \quad \text{bzw.} \quad \{\varepsilon\} = [S] \{\sigma\} \quad \text{wobei: } [C] = [S]^{-1}$$

[C] ist hierbei die Steifigkeitsmatrix und [S] die Nachgiebigkeitsmatrix.

3.1.2 Die Kontinuumstheorie

Eine Definition zur Kontinuumstheorie kommt von WIEDEMANN (1996). Eine anisotrope Fläche kann als Kontinuum angesehen werden, falls die Versteifungselemente regelmäßig und so eng gesetzt sind, dass über ihren Abstand etwa konstante Spannungen und Verformungen herrschen. Holz oder faserverstärkte Kunststoffe kommen dieser Annahme nahe. Will man dagegen lokale Phänomene innerhalb einer Einzelschicht untersuchen, so muss man die Einzelsteife bzw. Einzelfaser als diskretes Element in die Betrachtung einführen. Ein Verschmieren der Werkstoffeigenschaften zu einem anisotropen Kontinuum ist dann nicht zulässig. FK-Verbundlaminat sind im Allgemeinen aus mehreren Schichten aufgebaut, die sich hinsichtlich der Faserorientierung, der Einzelschichtdicke und somit in ihren Eigenschaften unterscheiden. Dennoch wird bei der Spannungs-Dehnungsanalyse das Laminat als insgesamt homogenes Kontinuum mit iso- bzw. orthotropen Eigenschaften betrachtet. Um Biegung und Drillung bei der Berechnung nicht berücksichtigen zu müssen, werden anisotrope Eigenschaften ausgeschlossen.

Damit reduziert sich die Problemstellung bei der Spannungs-Dehnungsanalyse von Laminaten auf die klassische Theorie dünner Scheiben. Es gelten folgende vereinfachende Voraussetzungen:

- die Elastizitätstheorie für einen linear elastischen Werkstoff,
- konstante Scheibendicke,
- die Querschnitte bleiben eben,
- die Voraussetzungen der klassischen Laminattheorie gelten:
 - orthotropes Laminat,
 - die Einzelschichten sind dünn mit homogenen und iso- bzw. orthotropen Materialverhalten,
 - konstante Schichtdicken,
 - zwischen den einzelnen Schichten finden keine Verschiebungen statt (tied contact).

Die Eigenschaften eines Laminates, also die C_{ij} -Koeffizienten, werden mit Hilfe der experimentell bestimmbaren Elastizitätskonstanten E_{ii} , G_{ij} und ν_{ij} der Schichten, der Anzahl der Schichten, der Schichtdicken sowie der Faserorientierung der Einzelschicht im Verhältnis zum globalen Koordinatensystem des Laminates festgelegt.

Der Berechnungsablauf gliedert sich nach MICHAELI und WEGENER (1990) in folgende Schritte:

- Aus den Ingenieurkonstanten E_{ii} , G_{ij} und ν_{ij} werden die Steifigkeiten C_{ij} der Einzelschicht berechnet.
- Die Steifigkeiten der Einzelschicht werden durch Matrizenoperationen aus dem lokalen Schicht-Koordinatensystem in das globale Laminat-Koordinatensystem transformiert (Abb. 3.2).
- Die transformierten Steifigkeiten aller Schichten werden zu einer mittleren, homogenen Laminatsteifigkeit zusammengefasst. Es gilt somit: $\{\sigma\} = [C] \{\epsilon\}$.
- Die gesuchte Größe ist die Verformung des Laminates. Die oben aufgeführte Gleichung wird deshalb invertiert. Rechenschritt: $[C] = [S]^{-1}$.
- Mit der berechneten Nachgiebigkeit des Systems und den angreifenden Spannungen können die Laminatverformungen berechnet werden. Es gilt: $\{\epsilon\} = [S] \{\sigma\}$.
- Die Verformungen des Laminates werden in die lokalen Koordinatensysteme der Einzelschichten transformiert.
- Aus der Verformung der Schichten lassen sich die Spannungen im lokalen Koordinatensystem der Einzelschicht berechnen.

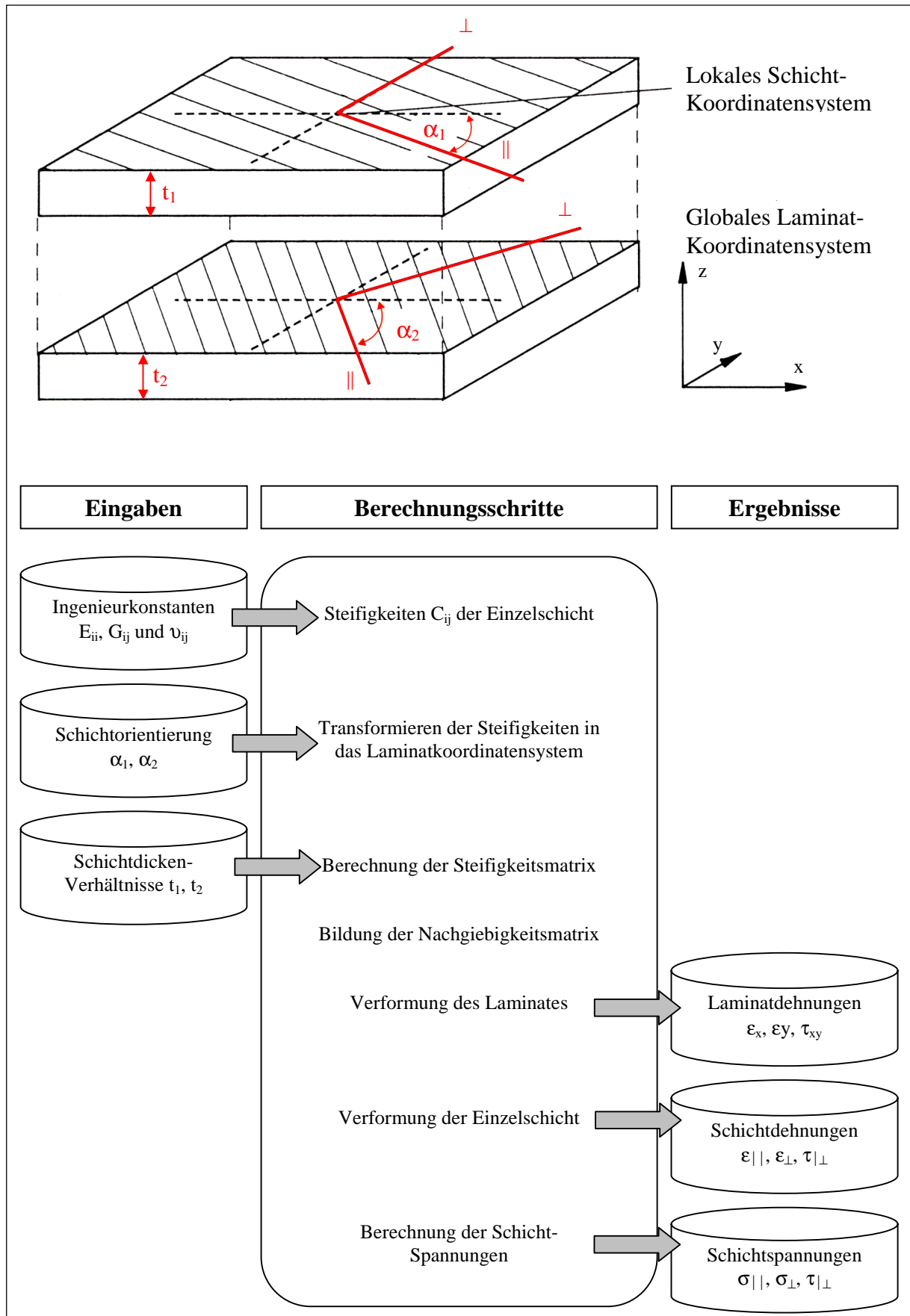


Abbildung 3.2: Schematische Darstellung der einzelnen Koordinatensysteme bei Mehrschichtlaminaten und des Berechnungsablaufes nach der Kontinuumstheorie [MICHAELI und WEGENER, 1990].

3.1.3 Die Versagensanalyse von Faserverbunden unter statischer Belastung

Die Entwicklung von Versagenshypothesen für FV-Werkstoffe beruht auf der gleichen Motivation wie die Entwicklung von Versagenshypothesen von isotropen Werkstoffen: Der am Bauteil auftretende, mehrachsige Spannungszustand muss auf eine einzige, sogenannte Vergleichsspannung (σ_v) reduziert werden.

Als Maß für diese Vergleichsspannung werden meist die an einfachen Proben im Zug-, Druck- oder Schubversuch ermittelten Einzelfestigkeiten verwendet.

Die Definition der Vergleichsspannung hängt von der Vergleichshypothese ab, d. h. von dem Phänomen, das man für das Versagen verantwortlich macht. Ein Versagen des Werkstoffes tritt dann ein, wenn die Vergleichsspannung gerade so groß ist wie die z. B. im Zugversuch ermittelte Zugfestigkeit (R_{11}).

Für isotrope Werkstoffe wurden aufgrund unterschiedlichen werkstoffspezifischen Bruchverhalten verschiedene Vorstellungen entwickelt, aus denen Versagenskriterien abgeleitet werden können.

Die folgenden Versagenshypothesen für isotrope Werkstoffe berücksichtigen die Art der Ursache des Versagens infolge unterschiedlichen Werkstoffverhaltens [KINDERVATER, 1999]: Unter der Voraussetzung, dass die Zug- und Druckfestigkeit des Werkstoffes gleich groß sind, werden im 3D-Spannungsraum folgende Kriterien diskutiert:

- Versagenskriterium der größten Schubspannung nach Tresca (Schubspannungshypothese):

Diese Hypothese ist anzuwenden, wenn mit einem Gleitbruch zu rechnen ist. Bei statischer Zug- und Druckbeanspruchung verformbarer Werkstoffe und bei Druckbeanspruchung spröder Werkstoffe tritt Versagen ein, wenn die maximale Hauptspannungsdifferenz gleich der Zugfestigkeit ist.

$$\sigma_v = 2\tau_{\max} = \sigma_1 - \sigma_3$$

mit σ_1 maximale, σ_3 minimale Hauptspannung
bei einachsiger Belastung gilt:

$$\sigma_1 = 2\tau_{\max, \text{kritisch}} = R_p$$

mit R_p = Streck- bzw. Dehngrenze. Gibt die Spannung bei Beginn der plastischen Verformung des Werkstoffes an.

- Die Gestaltänderungsenergie-Hypothese (GEH) (vergl. Kap. 3.1.1):
Sie gilt z. B. für verformbare Werkstoffe, die bei Auftreten plastischer Deformation versagen.

$$\sigma_v^2 = 1/2 [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]$$

Abbildung 3.3 veranschaulicht die GEH in Form von Normal- und Schubspannungen. Der Versagenskörper, der den kritischen Zustand beim Einsetzen der plastischen Verformung darstellt, hat hier die Form eines Ellipsoids.

Jeder ebene Spannungszustand entspricht einem Punkt. Liegt dieser Punkt zwischen dem Koordinatenursprung und dem dargestellten "Bruch-Körper" ist die Festigkeit gewährleistet. Liegt der Punkt außerhalb dieses Körpers, versagt der Werkstoff.

Für den ebenen Spannungszustand lassen sich alle oben aufgeführten Versagenshypothesen ebenfalls als Einhüllende in den Hauptspannungsachsen (σ_1, σ_2) darstellen.

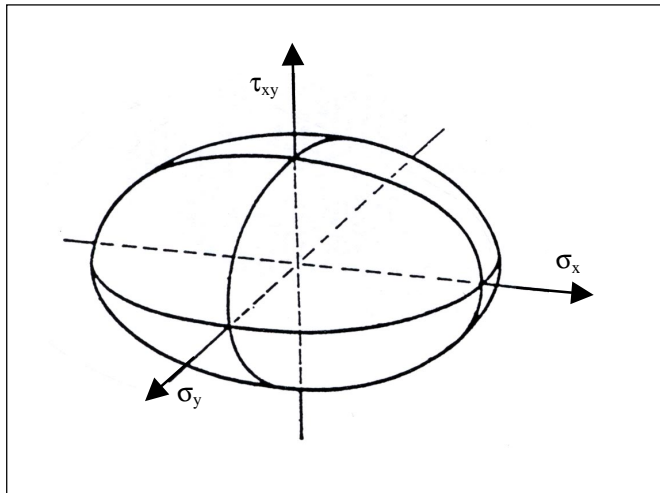


Abbildung 3.3:
Versagungskörper eines isotropen Werkstoffes nach der Gestaltänderungsenergie-Hypothese in Form von Normal- und Schubspannungen.

In Abbildung 3.4 ist die Fließbedingung bei einer zweiachsigen Belastung ($\sigma_3 = 0$) als Ellipse dargestellt. Das Festigkeitskriterium der maximalen Hauptspannung ist in diesem Diagramm ein Quadrat.

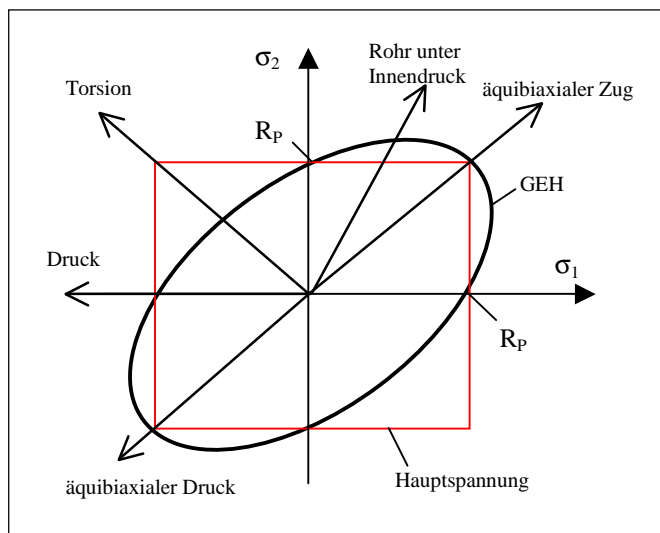


Abbildung 3.4:
Versagensdiagramm bei zweiachsiger Beanspruchung mit Versagenskriterien (GEH, maximale Hauptspannung) in Form von Hauptspannungen nach MUNZ und FETT (1989).

Neben den Bruchkriterien für das Versagen durch Fließen oder durch Gleitbruch, bei denen die Vergleichsspannung eine Funktion der größten Hauptspannungsdifferenz ist, gibt es verschiedene Versagenshypothesen für den Sprödbbruch unter mehrachsiger Belastung.

- Das Kriterium der maximalen Hauptspannung (Normalspannungshypothese):
Sie ist anzuwenden, wenn mit Trennbruch senkrecht zur Hauptzugspannung zu rechnen ist (z. B. bei spröden Werkstoffen).

$$\sigma_v = \sigma_1 = \sigma_T = \sigma_{TL}$$

mit $|\sigma_1| > |\sigma_2|, |\sigma_3|$

Man spricht von Sprödbbruch, falls dem Bruch keine makroskopische plastische Verformung vorausgeht.

Wobei σ_{TL} die lineare Trennfestigkeit ist, d.h. die Spannung, bei der bei einachsiger Belastung ein Bruch ohne vorhergehende plastische Verformung einsetzen würde. Diese

Größe kann direkt nur bei spröden Werkstoffen bestimmt werden. Als Trennfestigkeit (σ_T) wird die größte Normalspannung, die bei einem verformungslosen Bruch unter mehrachsiger Beanspruchung vorliegt, bezeichnet [MUNZ, 1995].

Daneben existiert noch eine Vielzahl von weiteren, globalen Mehrachsigenkriterien (z. B. SANDEL'sche Hypothese oder die Bruchhypothese von KUHN und SAUTER (1991)), auf die in dieser Arbeit nicht näher eingegangen wird.

Die verschiedenen Bruchkriterien für Sprödbbruch, Versagen durch einsetzende plastische Verformung und Gleitbruch setzen ein homogenes, isotropes Kontinuum mit richtungsunabhängigem Bruchverhalten voraus.

Faserverbundwerkstoffe besitzen diese Eigenschaften nicht.

Nach KRESS (1993) sollte die Anisotropie der FV-Werkstoffe in dreierlei Hinsicht beachtet werden:

- Elastizitätsanisotropie
- Festigkeitsanisotropie
- Anisotropie des Bruchverhaltens als Folge der Inhomogenität der Faserorientierung im FK-Verbund

Bei isotropen Werkstoffen erfolgt die Transformation eines beliebigen Spannungszustandes in den Hauptspannungszustand ohne den Verlust an Informationen über die Werkstoffanstrengung. Diese Vereinfachung entfällt bei den anisotropen Werkstoffen.

Bei FV-Werkstoffen muss man statt mit Hauptspannungszuständen stets mit den Normal- und Schubspannungen in den Anisotropiehauptachsen rechnen. Bei der Ermittlung der Materialfestigkeit orthotroper Werkstoffe müssen die Zug- und die Druckfestigkeit in Faserrichtung und senkrecht dazu sowie die Schubfestigkeiten bestimmt werden. Die verschiedenen Versagenskriterien für FK-Verbunde verknüpfen diese anisotropen Festigkeiten mit den Spannungen in den Materialhauptachsen ($\sigma_{||}$, σ_{\perp} , $\tau_{||\perp}$).

Grundsätzlich kann in zwei verschiedene Gruppen von Versagenshypothesen unterschieden werden [KNAUST, 1979]:

- Versagen einer Einzelschicht im FV-Werkstoff (Pauschal- und Mehrachsigenkriterium)
- Versagen eines Mehrschichtlaminates (First Ply- und Last Ply Failure)

Die Basis der Hypothesen zum Versagen einer Einzelschicht ist die GEH von isotropen Werkstoffen. Die Erweiterung der GEH auf orthotropes Material geht auf HILL (1948) zurück, der so Materialeigenschaften von ausgewalztem Blech beschreibt. Hill hat das anisotrope Fließkriterium in der Form eines quadratischen Polynoms eingeführt, das für den Sonderfall der Isotropie in das von Misessche Kriterium übergeht.

Bei der Verwendung des Hillschen Versagenskriteriums für FV-Werkstoffe wird davon ausgegangen, dass der Bruch - ebenso wie das Fließen - eine Schranke des linear-elastischen Verhaltens ist und die Hillschen Fließgrenzen wie Festigkeiten behandelt werden können.

TSAI und WU (1971) verknüpften die Festigkeitsparameter des Hillschen Kriteriums mit den experimentell ermittelten Verbundfestigkeiten in den Materialhaupttrichtungen. Sie führten das Tsai-Hill-Versagenskriterium ein. Wegen der Kopplung von gemessenen Festigkeiten und berechneter Beanspruchung kann ein Versagen des Werkstoffes wesentlich genauer vorausgesagt werden als durch das Kriterium der maximalen Spannungen oder das der maximalen Dehnungen in den Haupttrichtungen.

Tsai betrachtet in seinem Pauschalbruchkriterium den FV-Werkstoff einer Schicht weithin als homogen. Deshalb gibt es auch nur einen Versagenstyp, der durch ein Kriterium beschrieben wird.

Das Tsai-Hill Versagenskriterium für transversal isotrope Werkstoffe bei ebener Belastung lautet:

$$\left(\frac{\sigma_{\parallel}}{R_{\parallel}}\right)^2 - \left(\frac{\sigma_{\parallel}\sigma_{\perp}}{R_{\parallel}R_{\perp}}\right) + \left(\frac{\sigma_{\perp}}{R_{\perp}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{\parallel\perp}}{R_{\parallel\perp}}\right)^2 = 1$$

mit: $R_{\parallel} > 0$ dann ist $R_{\parallel} = R_{\parallel \text{ Zug}}$ bzw. mit $R_{\parallel} < 0$ dann ist $R_{\parallel} = R_{\parallel \text{ Druck}}$
 $R_{\perp} > 0$ dann ist $R_{\perp} = R_{\perp \text{ Zug}}$ bzw. mit $R_{\perp} < 0$ dann ist $R_{\perp} = R_{\perp \text{ Druck}}$

mit: R_{\parallel} als Zug- bzw. Druckfestigkeit in Faserrichtung
 R_{\perp} als Zug- bzw. Druckfestigkeit senkrecht zur Faserrichtung.

Das Tsai-Hill Kriterium wird hier ausgewählt, weil es in der Rechenpraxis besonders einfach zu handhaben ist. Das Tsai-Hill Kriterium liefert nur Informationen über die Bruchreserve, erlaubt jedoch keine Aussage über den Bruchmodus bzw. ob Faserbruch oder Zwischenfaserbruch in der Einzelschicht zu erwarten ist.

Der Tsai-Hill Versagenskörper im $(\sigma_{\parallel}, \sigma_{\perp}, \tau_{\parallel\perp})$ -Raum ist geschlossen und glatt (Abb. 3.5).

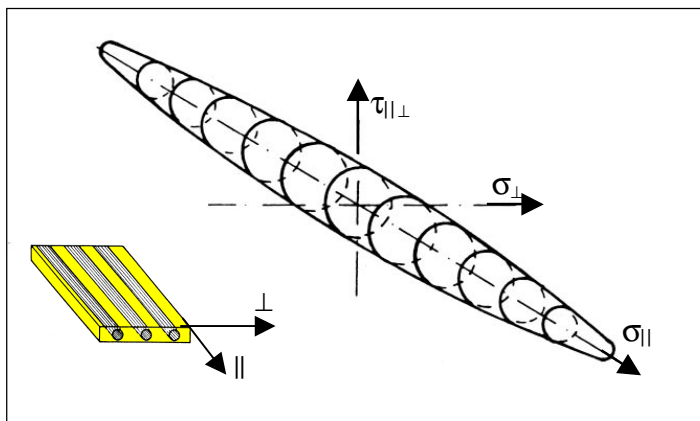


Abbildung 3.5:
Versagenskörper nach Tsai-Hill.

Daneben existieren eine Vielzahl von Versagenskriterien für ebene Beanspruchungen. NAHAS (1986) stellt in einer Übersicht 30 solcher Versagenskriterien unterschiedlicher Autoren zusammen. Pauschalbruchkriterien sind theoretische Versagenskriterien und stellen eine grobe Vereinfachung der wirklichen Verhältnisse dar. Dagegen existieren in der Realität drei verschiedene Versagensarten einer Einzelschicht: Faserbruch, Matrixbruch und Versagen der Faser-Matrix-Grenzfläche (Interface-Versagen). Allerdings ist es nicht möglich, zwischen einem Interface-Versagen und einem Matrixbruch zu unterscheiden. Denn beide Formen des Versagens treten in der Regel gleichzeitig auf und werden als Zwischenfaserbruch bezeichnet. Damit erfolgt in der Realität lediglich die Unterscheidung in Faserbruch und Zwischenfaserbruch.

Mehrfachbruchkriterien hingegen berücksichtigen die verschiedenen Versagensformen Faserbruch und Zwischenfaserbruch. Für jede der beiden Versagensformen wird ein Versagenskriterium angegeben. Die Unterscheidung im Bruchverhalten wurde erstmalig von PUCK und SCHNEIDER (1969) unternommen. Der Versagenskörper, ein Ellipsoid-Stumpf, wird auch als "Bruchzigarre" bezeichnet (Abb. 3.6). Spannungszustände, die zu Punkten auf der Mantelfläche dieser Zigarre führen, sind dem Zwischenfaserbruch zugeordnet. Spannungszustände, die zu Punkten auf der Stirnfläche des Ellipsoid-Stumpfes führen, sind dem Faserbruch zugeordnet.

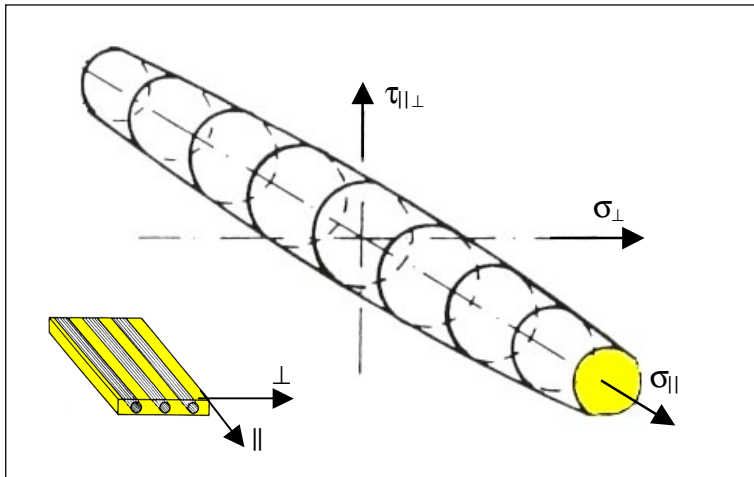


Abbildung 3.6:
Versagenskörper nach Puck.

Die Länge der Versagenskörper von Tsai und Puck sind identisch.

Andere Bruchhypothesen wie z. B. die Tsai-Wu-Hypothese und die Puck-Schürmann-Hypothese berücksichtigen die unterschiedliche Zug- und Druckfestigkeit von FV-Werkstoffe in bzw. senkrecht zur Faserrichtung [TSAI, 1980], [PUCK und SCHÜRMAN, 1982]. Für dreidimensionale Spannungszustände stellte HASHIN (1980) ein Versagenskriterium auf. Dieses ist sehr komplex und muss für Zug und Druckbeanspruchung gesondert formuliert werden.

Das Versagen einer Einzelschicht in einem Mehrschichtlaminat führt nicht zwangsläufig zum Versagen des gesamten Bauteils, sondern es kommt zu Lastumlagerungen, die das Versagen des gesamten Bauteils verhindern.

Bei Hypothesen zum Versagen von Mehrschichtlaminaten wird ebenfalls zwischen zwei grundsätzlichen Hypothesen differenziert:

- Die Hypothese der first ply failure (FPF-Hypothese) postuliert, dass in keiner Schicht Faserbruch oder Zwischenfaserbruch auftreten darf. Die Entscheidung, ob die FPF-Hypothese zulässig ist, hängt vom jeweiligen Anwendungsfall des Bauteils ab. Zwischenfaserbrüche können unter Umständen toleriert werden, da die intakten Fasern weiterhin Lasten übertragen können.
- Bei der last ply failure-Hypothese (LPF) wird ein Versagen einer Einzelschicht oder auch von mehreren Schichten zugelassen. Als versagensrelevante Bruchlast des Laminats wird die Last herangezogen, bei der die letzte intakte Schicht gerade versagt. Zur LPF-Hypothese sind im wesentlichen zwei Degradationsmodelle von Puck und von Tsai entwickelt worden. Puck reduziert die Eigenschaft einer Schicht in Abhängigkeit der Überbeanspruchung der versagten Schicht. Tsai hingegen reduziert in seinem Modell den Harzmodul der versagten Schicht um 30 % und berechnet mit Mikromechanik-Gleichungen die neuen Schichteigenschaften. Diese Degradation um 30 % ist ein empirisch ermittelter Wert, der sehr gut mit den durchgeführten Messungen übereinstimmt. Die Entscheidung für ein besseres oder "richtiges" Modell kann derzeit nicht getroffen werden, da zu wenig Vergleichsmessungen bekannt sind.

Im Luftfahrtbereich wird oftmals nach der FPF-Hypothese dimensioniert. Die real erreichten Festigkeitswerte von Faserverbunden liegen jedoch deutlich höher als die rechnerisch ermittelten, konservativen Festigkeitswerte.

3.2 Computer Aided Internal Optimization (CAIO)

In der Natur sind die meisten tragenden Strukturen aus Stoffen mit orthotropen Materialeigenschaften aufgebaut. Wie bereits beschrieben, besitzt Holz durch den speziellen Aufbau mit Holzfasern in stammlängs und Holzstrahlen in radialer Richtung orthotrope Eigenschaften.

Aber auch Knochen haben im Laufe ihrer Evolution ihre Innenarchitektur stetig verbessert und stellen wahrscheinlich aufgrund ihrer lastgerechten Anisotropie die höchste Entwicklungsstufe von Leichtbaustrukturen mit hoher Steifigkeit und Festigkeit bei geringem Gewicht dar. Knochen erhalten ihre anisotrope Struktur durch den speziellen Aufbau des trabekulären Knochens, auch Spongiosa genannt. Die Spongiosa ist ein Mikrofachwerk aus feinsten Knochenbälkchen und besitzt aufgrund der bestimmten Ausrichtung ihrer Mineralstruktur orthotrope Materialeigenschaften [MATTHECK, 1997]. Im Gegensatz zu Bäumen können Knochen die Orientierung der anisotropen Materialachsen ständig an die herrschende Belastung anpassen.

Untersuchungen an diesen natürlichen Lastträgern zeigen, dass die Natur ein Designlehrmeister für das Konstruieren von technischen Faserverbundbauteilen sein kann. Betrachtet man z. B. den Faserverlauf im Baumstamm um einen morschen Ast, so erkennt man, wie der Baum seine Fasern in sanften, spindelförmigen Kurven um diesen Ast legt (Abb. 3.7).



*Abbildung 3.7:
Spindelförmiger Faserverlauf um einen morschen Ast.*

Diese kraftflussgerechte Orientierung der Holzfasern ist in bezug auf FV-Werkstoffe das Vorbild für das Faserarrangement im Bereich einer Kerbe unter Zug- oder Druckbelastung.

Durch die optimale Ausrichtung der Orthotropieachsen der anisotropen Fasern werden die Schubspannungen zwischen den Fasern nahezu eliminiert. Dadurch wird die Gefahr einer Faserdelamination, die zum Versagen des Faserverbundes führen kann, deutlich herabgesetzt [MATTHECK et al., 1999a].

Nach dem Vorbild der Natur wurde am Forschungszentrum Karlsruhe von KRIECHBAUM (1992) das FEM-gestützte Computerprogramm CAIO zum optimalen Einsatz orthotroper

Materialeigenschaften entwickelt. Mit Hilfe dieses Programms kann z. B. für zweidimensionale anisotrope Bauteile der größere Elastizitätsmodul in Richtung der Hauptspannungstrajektorien, d. h. entlang des herrschenden Kraftflusses ausgerichtet werden.

Das CAIO-Verfahren beruht auf der Tatsache, dass in einem Hauptspannungssystem keine Schubspannungen existieren. Durch die Kopplung von größter Hauptnormalspannung und größtem Elastizitätsmodul (Faserrichtung) kann der exakte Kraftfluss in einem Bauteil iterativ analysiert werden. Die berechnete Faserorientierung verläuft wie die Hauptspannungstrajektorien, die durch ihre Schubspannungsfreiheit definiert sind. Kraftfluss und Faserverlauf sind identisch [MATTHECK, 1997].

REUSCHEL (1999) erweiterte das CAIO-Programm von Kriechbaum und ermöglichte die Berechnung dreidimensionaler Strukturen. Im Zuge seiner Arbeit wurde auch ein neues Konzept der Ergebnisdarstellung entwickelt, da das vorhergehende Konzept von Kriechbaum keine Möglichkeit der numerischen Datenausgabe für Faserkoordinaten bietet.

Die einzelnen Schritte des CAIO_{II}-Verfahrens nach REUSCHEL (1999) sind im Folgenden angegeben:

- Erzeugen einer Finite-Elemente-Struktur des zu optimierenden Bauteils.
- Definition einer Orthotropieachsenanordnung im Werkstoff (Bei einfachen Modellen genügt eine unidirektionale Ausrichtung in Richtung des Kraftflusses).
- FE-Analyse der Spannungsverteilung im Bauteil.
- Berechnung der optimierten Orthotropieachsen für jedes Finite Element der Struktur. Hierbei werden die Ergebnisse der FE-Analyse eingelesen und die neue Orientierung der Materialachsen berechnet.
- Das Ergebnis dieser Berechnung ist eine dem Kraftfluss angepasste, lokale Materialrichtung für jedes Element und wird als Input für eine weitere FE-Analyse verwendet.

Diese Verfahrensschritte werden so lange wiederholt, bis sich die Verteilung der lokalen Orthotropieachsen nicht mehr verändert.

CAIO_{II} liefert als Ergebnis ein für das Postprocessing aufbereitetes Vektorfeld. Für die graphische Auswertung dieser Ergebnisse hat sich das Postprocessing-Programm TECPLOT 8.0 bewährt.

Daneben besteht noch die automatisierte Durchführung der Optimierung. Der gesamte oben dargestellte iterative Ablauf kann auch durch Aufruf eines von Reuschel entwickelten Jobnetzes erfolgen.

Die Funktionsweise der CAIO-Methode wird exemplarisch in Abbildung 3.8 dargestellt. Diese zeigt die Berechnung einer Zugplatte mit einer kreisrunden Störbohrung. Auf der linken Seite (A) ist die Schubspannungsverteilung einer Glasfaserplatte mit uniaxial verlaufenden Fasern als Ergebnis einer FE-Analyse dargestellt. Der uniaxiale Faserverlauf (C) bewirkt hohe Schubspannungen zwischen den Fasern.

Auf der rechten Seite (B) ist die Spannungsverteilung nach der ersten Iteration der CAIO-Optimierung aufgezeigt. Die Fasern verlaufen hier spindelförmig weich um das Kreisloch (D), die Beträge der Schubspannungen sind deutlich niedriger.

Als Materialkonstanten wurden Literaturangaben für Glasfasereigenschaften von MOSER (1992) verwendet: $E_1 = 8270$ MPa, $E_2 = 38600$ MPa, $G = 4140$ MPa, $\nu = 0,26$

3.3 Die CAO-Methode

Die CAO-Methode (Computer Aided Optimization) dient vorzugsweise der Gestaltoptimierung mechanisch belasteter Bauteile durch Simulation der biologischen Wachstumsprozesse nach dem Axiom der konstanten Spannung. Die Simulationsrechnung kopiert dabei das sekundäre Dickenwachstum wie es im Kambium der Bäume stattfindet. In hoch belasteten Bereichen wird verstärkt Material angelagert und es zeigt sich geringes oder kein Wachstum, wo vergleichsweise niedrige Belastungen vorherrschen. Zur Bauteiloptimierung kann zusätzlich die Option „Schrumpfen“ zugelassen werden, die sich am Abbauprozess unterbelasteter Knochenbereiche orientiert. Durch diese Vorgänge verändert sich die ursprünglich inhomogene Spannungsverteilung im Bauteil derart, dass die oft versagensauslösenden Spannungsspitzen abgebaut werden. Die erforderlichen Berechnungen kann jedes FEM-Programm verrichten, sofern sich damit auch thermische Verschiebungen (s. u.) realisieren lassen. Das CAO-Paket muß nur an die Ein- und Ausgaberoutinen des verwendeten FEM-Codes angepasst werden.

Im ersten Schritt der Optimierung wird ein FE-Modell mit Materialkennwerten und Randbedingungen (Einspannungen, Belastungen, vorgegebene Verschiebungen etc.) erzeugt. An Oberflächen von Bereichen, die Veränderungen erfahren sollen, ist eine dünne Schicht finiter Elemente als Wachstumsschicht zu definieren. Eine nachfolgende Spannungsanalyse liefert für das Ausgangsdesign die Verteilung der von Mises-Spannungen¹. Die Spannungswerte σ_i an den Knoten i der Wachstumsschicht werden, in Abhängigkeit von einer Referenzspannung σ_{ref} und des Skalierungsfaktors A , formal in eine fiktive Temperatur T_i umgewandelt:

$$T_i = A[\sigma_i - \sigma_{ref}]$$

Als Referenzspannung wird die Spannung gewählt, die später auf der Bauteiloberfläche wirken soll. Zusammen mit dem Skalierungsfaktor kontrolliert sie die Temperaturverteilung und die damit verbundenen Materialzuwächse. Für eine zweite FE-Analyse wird den Elementen der Wachstumsschicht ein thermischer Ausdehnungskoeffizient $\alpha > 0$ und ein anderer Elastizitätsmodul zugewiesen. Der neue Elastizitätsmodul beträgt etwa 1/400 des Wertes des umgebenden Materials und gewährleistet, dass die Verformungen auf die Wachstumsschicht beschränkt bleiben und etwa senkrecht zu der freien Oberfläche erfolgen. Diese Analyse ist frei von mechanischen Lasten, so dass ausschließlich die vorgegebene Temperaturverteilung zu Verformungen (Wachstum oder Schrumpfen) der Wachstumsschicht führt. Zuletzt werden die thermischen Verschiebungen der Randknoten zu den ursprünglichen Knotenkoordinaten addiert und eventuell notwendige Netzkorrekturen durchgeführt. Nach einer erneuten Spannungsberechnung mit den ursprünglichen Materialkennwerten und Randbedingungen kann das Ergebnis beurteilt werden. Befinden sich auf der Oberfläche der modifizierten Geometrie noch immer kritische Spannungskonzentrationen, so wird die oben beschriebene Vorgehensweise wiederholt. In der Regel ist nach zwei bis fünf Iterationen ein ausreichend homogener Spannungszustand erreicht.

¹ Die Vergleichsspannung nach von Mises bzw. der Gestaltänderungsenergiehypothese überführt einen mehrachsigen in einen einachsigen Spannungszustand. Sie gilt für duktile Werkstoffe, die bei Auftreten plastischer Deformation versagen oder bei schwingender Beanspruchung mit Versagen durch Dauerbruch reagieren (BEITZ und KÜTTNER 1990).

Neben der Optimierung mechanischer Bauteile kann die CAO-Methode auch zur Simulation natürlicher, mechanisch stimulierter Wachstumsprozesse eingesetzt werden. MATTHECK (1997) und WALTHER (1994) weisen in ihren Arbeiten ausdrücklich auf die guten Ergebnisse auf diesem Gebiet hin. Abbildung 3.9 zeigt die Auswirkung der Gestaltoptimierung auf die Spannungsverteilung in einer Baumgabel. Nach Vorgabe eines groben Designvorschlages (mit Spannungsüberhöhungen an einer Kreiskerbe) und der äußeren Last wächst die Geometrie in einen Zustand nahezu konstanter Spannungsverteilung und zeigt beeindruckende Übereinstimmungen mit der Kontur des natürlichen Vorbildes.

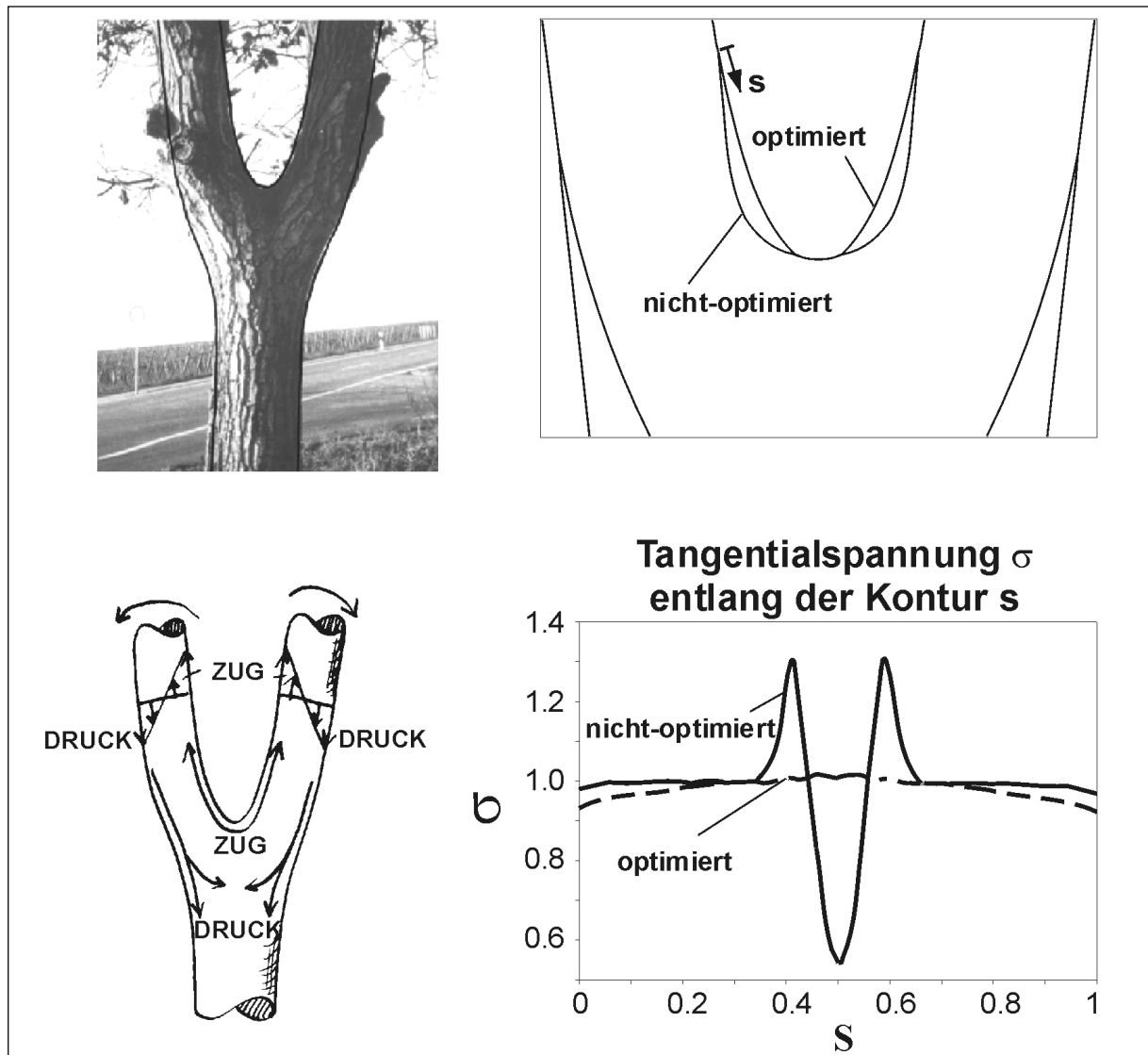


Abbildung 3.9: Auswirkung der Gestaltoptimierung auf die Spannungsverteilung in einer Baumgabel.

3.4 Der Fractometer III

Die komplexen Eigenschaften von Holz in anatomischer, physikalischer und mechanischer Hinsicht erschweren die internationale Normierung der Festigkeitsbestimmung. Die Prüfverfahren werden unterteilt in:

- Prüfung von Bauteilen in Bauholzabmessungen (structural timber)
- Untersuchung an kleinen, fehlerfreien Proben (small clear specimen).

Hierbei variiert jedes Verfahren in seiner Methodik [KOLLMANN, 1982].

Die konventionelle Ermittlung der Festigkeitskenngrößen von kleinen, fehlerfreien Proben erfolgt durchweg an Druckprüfmaschinen. Zur Herstellung der Probe muss bei diesen Prüfverfahren der Baum gefällt und zersägt werden. Unterschiede in diesen Prüfverfahren bestehen in Größe und Form sowie im Feuchtigkeitsgehalt der zu untersuchenden Probe. Die Einspannung des Prüflings in der Haltevorrichtung, die Belastungsrichtung und die Auswertung der erhaltenen Messwerte werden ebenfalls je nach angewandter Methode unterschiedlich durchgeführt.

Neben der konventionellen Ermittlung der Festigkeiten mit Großmaschinen bietet der Fractometer III ebenfalls die Möglichkeit der Festigkeitsbestimmung. Der Fractometer III ist das neueste Gerät innerhalb der Fractometer-Serie und wurde, ebenso wie die Fractometer I und II von der Firma „Instrumenta Mechanik Labor GmbH“ in Zusammenarbeit mit dem Forschungszentrum Karlsruhe entwickelt [ZIPSE, 1997]. Der Fractometer III ist eine Messvorrichtung, mit der Biege-, Druck- und Scherfestigkeitskennwerte von grünem Holz ermittelt werden können. Zur Herstellung der Probe muss in diesem Prüfverfahren der zu untersuchende Baum nicht gefällt werden.

Bestimmt werden diese Festigkeitskennwerte mittels eines Bohrkerns mit einem Durchmesser von 5 mm.

Im wesentlichen besteht der Fractometer III aus fünf Komponenten (Abb. 3.10): Handrad zur Krafteinleitung (a); Kraftmessuhr (b); verstellbarer Hebelarm (c); Einspannvorrichtung für Probestücke (d); Wegmessuhr (e);

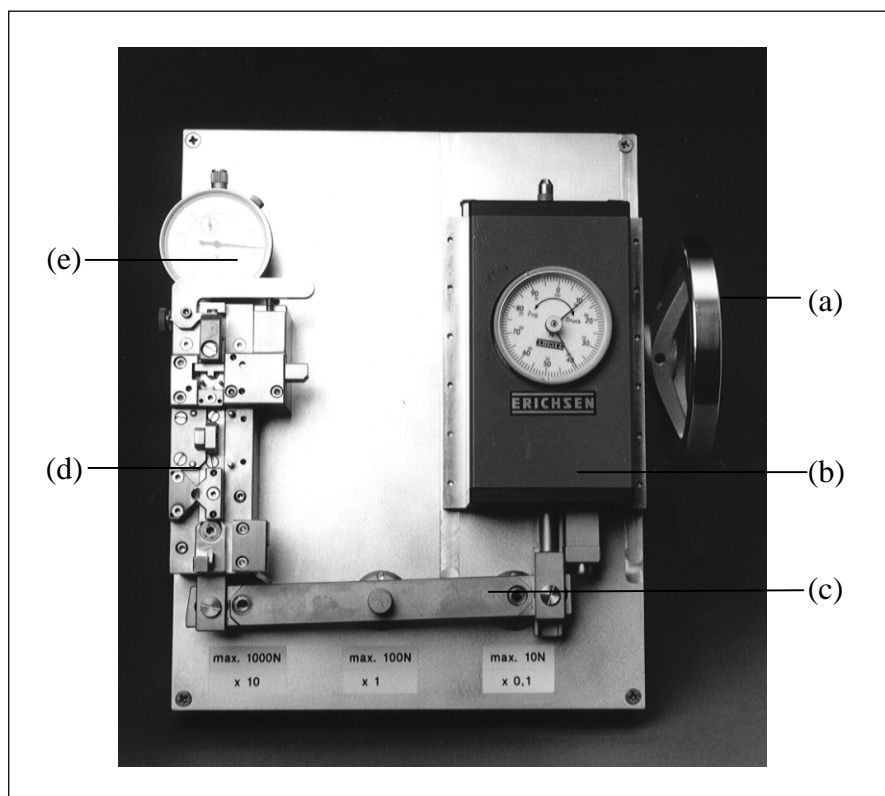


Abbildung 3.10:
Der Fractometer III.

Der zu untersuchende Bohrkern wird mit einem Zuwachsbohrer radial aus dem Baum entnommen. Zuwachsbohrer sind Hohlbohrer, die hauptsächlich in der Dendrochronologie eingesetzt werden [SUUNTO, 1993]. Sie setzen sich aus einem Bohrerkopf mit Schneide, einem mehrgängigen Gewinde mit Spreiznocken, dem Hohlenschaft und dem Endstück zusammen. Zur Probenentnahme wird der Zuwachsbohrer von Hand senkrecht zur Oberfläche des Baumes in Richtung Mark eingedreht. Proben aus korrekt durchgeführten Zuwachsbohrungen weisen senkrecht zur Bohrachse verlaufende Jahresringe und parallel verlaufende Holzstrahlen auf.

Die Messungen erfolgen direkt vor Ort oder nach kurzer Lagerung der Proben im Klimaröhrchen. Dadurch wird eine Änderung des Feuchtegehalts und die damit verbundene Auswirkung auf die Festigkeiten der Probe vermieden.

Zur Bestimmung der unterschiedlichen Festigkeiten sind fünf unterschiedliche Stationen in der Einspannvorrichtung vorgesehen (Abb. 3.11). Folgende Festigkeitskenngrößen können bestimmt werden:

- die radiale Biegefestigkeit $\sigma_{B,r}$ (1)
- die radiale Scherfestigkeit in Faserrichtung $\tau_{t,l}$ (2)
- die tangentielle Scherfestigkeit senkrecht zur Faserrichtung $\tau_{r,t}$ (3)
- die tangentielle Scherfestigkeit in Faserrichtung $\tau_{r,l}$ (3)
- die axiale Druckfestigkeit $\sigma_{D,l}$ (4)
- die tangentielle Biegefestigkeit $\sigma_{B,t}$ (5)

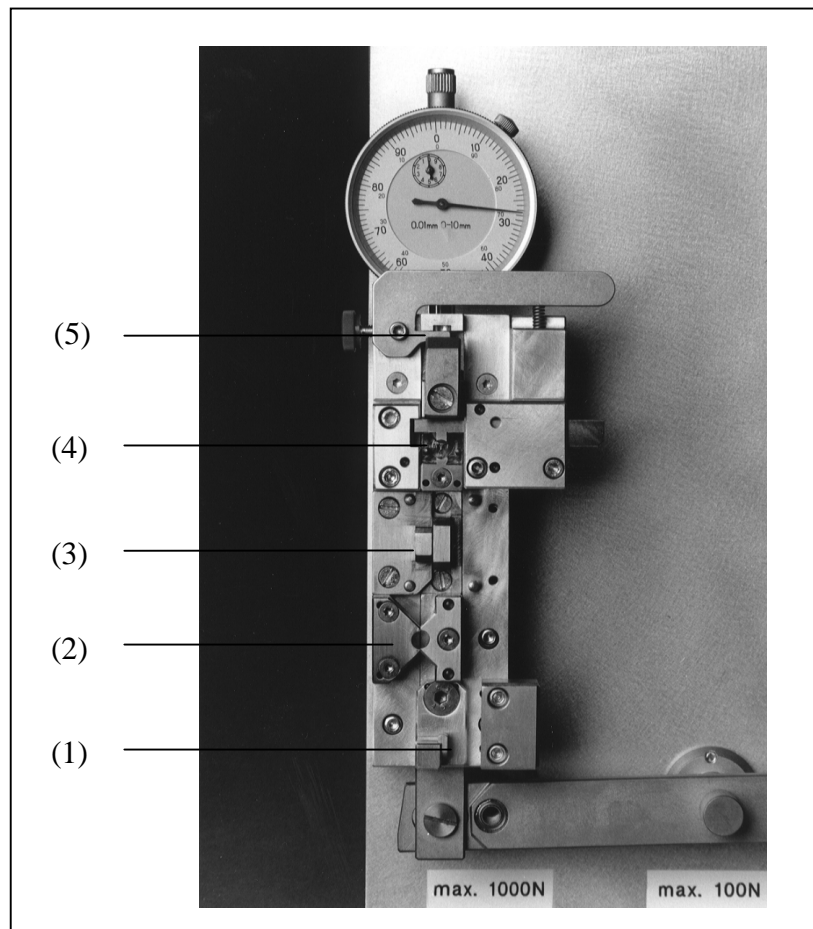


Abbildung 3.11:
Die Einspannvorrichtung
des Fractometer III.

Zur Bestimmung eines Festigkeitskennwertes wird eine Probe bzw. ein Probensegment in die entsprechende Einspannvorrichtung eingelegt und entsprechend der Faserrichtung ausgerichtet. Durch langsames, kontinuierliches Drehen des Handrades wird über den verstellbaren Hebelarm eine Kraft auf die Einspannvorrichtung und somit auf die Probe

übertragen. Die Kraft wird so lange erhöht, bis die Probe versagt. Gemessen wird die bis zum Versagen der Probe maximal aufgebrachte Kraft. Diese Kraft wird an der Kraftmessuhr mittels Schleppzeiger angezeigt. Über die Hebelverhältnisse und die Geometrie des Fractometers können die auftretenden Festigkeiten errechnet werden.

Die Wegmessuhr dient zur Ermittlung der bis zum Bruch der Probe zurückgelegten Strecke.

In der Abbildung 3.12 sind mögliche Belastungen des Baumes und die dem jeweiligen Lastfall entsprechende Festigkeit dargestellt. Daneben ist die entsprechende Belastung und Ausrichtung der Probe im Fractometer III aufgeführt.

Durch Biegung des Stammes wird Zugspannung in axialer Richtung auf den Stamm übertragen. In Wurzelanläufen und in gekrümmten Stämmen kommt es dabei zu Querspannungen bzw. radialen Zugspannungen. Die radiale Zugfestigkeit $\sigma_{z,r}$ ist der Widerstand, den der Baumstamm einem Versagen durch eine Querspannung entgegensetzt. Diese Festigkeit wirkt der Entstehung von Unglücksbalken entgegen.

Bei der Bestimmung der radialen Biegefestigkeit wird wegen der noch folgenden Messungen ein Bohrkern in 35 mm lange Probenstücke gebrochen und die maximale Kraft bis zum Bruch ermittelt. Beim radialen Biegebruch versagt die Probe zuerst auf der Zugseite. Deshalb kann die radiale Biegefestigkeit als Maß für die radiale Zugfestigkeit ($\sigma_{z,r}$) verwendet werden.

Windkraft kann über starke Seitenäste auf den Stamm übertragen werden. Der Stamm wird auf Torsion belastet. Die tangentielle Scherfestigkeit senkrecht zur Faserrichtung $\tau_{r,t}$ ist ein Maß für den Widerstand, den der Baumstamm diesem Verdrehen entgegensetzt. Daneben wird über die Baumkrone durch Windkraft Biegung auf den Stamm übertragen. Diese Biegung bewirkt im Stamm Druck-, Zug- und Schubspannungen. Die radiale Scherfestigkeit in Faserrichtung $\tau_{r,l}$ und die tangentielle Scherfestigkeit in Faserrichtung $\tau_{r,l}$ sind Widerstände, die der Baumstamm einem Versagen durch Schubspannungen entgegensetzt.

Bei der Bestimmung der tangentialen Scherfestigkeit in und senkrecht zur Faserrichtung werden jeweils 5 mm lange Probensegmente abgeschert. Bei der Bestimmung der tangentialen Scherfestigkeit in Faserrichtung wird die Probe parallel zur Faserrichtung bis zur Scherung belastet. Zur Ermittlung der tangentialen Scherfestigkeit senkrecht zur Faserrichtung wird die Probe um 90 Grad gedreht, bis die Holzfasern senkrecht zur Belastungsrichtung stehen und wiederum bis zum Versagen belastet.

Bei der Bestimmung der radialen Scherfestigkeit in Faserrichtung wird die 5 mm lange Holzprobe parallel zur Faserrichtung bis zum Versagen belastet und die maximale Scherkraft ermittelt (Abb. 3.12).

Durch Biegung des Stammes wird Druckspannung in axialer Richtung auf den Stamm übertragen. Die axiale Druckfestigkeit $\sigma_{D,l}$ ist der Widerstand, den der Baum einem Versagen durch axialen Druck entgegensetzt. Bei der Bestimmung der axialen Druckfestigkeit wird das Probesegment parallel zur Faserrichtung bis zum Versagen belastet und die maximale Druckkraft ermittelt (Abb. 3.12).

Durch Biegung des hohlen Stammes wird Druckspannung in radialer Richtung auf den Stamm übertragen. Der hohle Stamm kann hierbei verflachen. Auf der Innenseite des hohlen Stammes kommt es auch zu Zugspannungen in tangentialer Richtung. Die tangentielle Zugfestigkeit $\sigma_{z,t}$ ist der Widerstand, den der Baum einem Versagen durch tangentialen Zug entgegensetzt. Bei der Bestimmung der tangentialen Biegefestigkeit wird ein 2 mm langes Probensegment verwendet. Das Probensegment wird senkrecht zur Faserrichtung bis zum Versagen belastet und die maximale Kraft bis zum Bruch ermittelt. Beim tangentialen Biegebruch versagt die Probe zuerst auf der Zugseite. Deshalb kann die tangentielle Biegefestigkeit $\sigma_{B,t}$ als Maß für die tangentielle Zugfestigkeit $\sigma_{z,t}$ verwendet werden (Abb. 3.12).

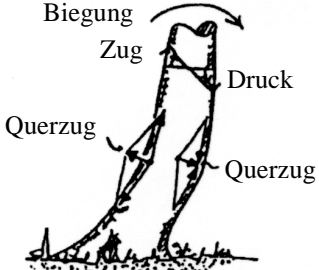
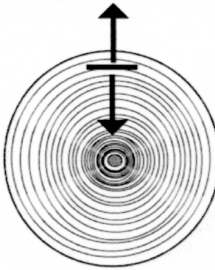
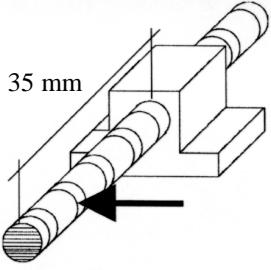
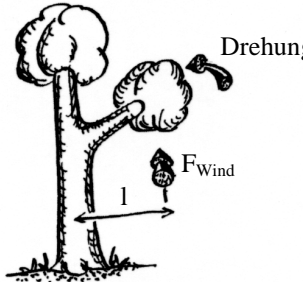
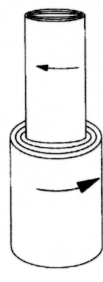
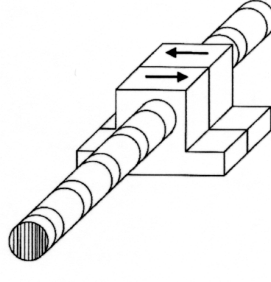
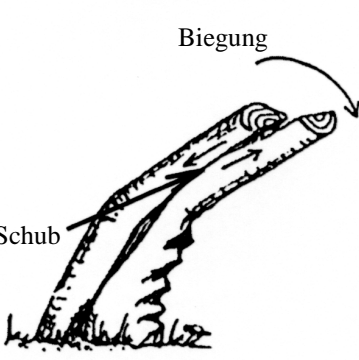

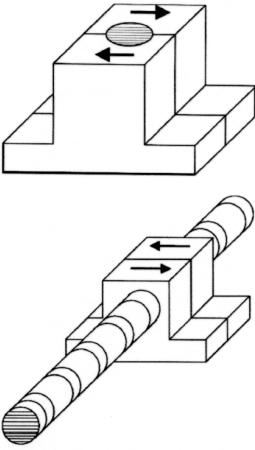
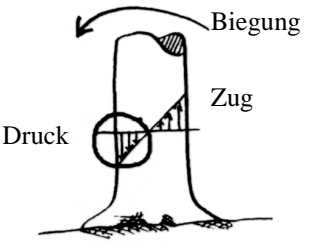


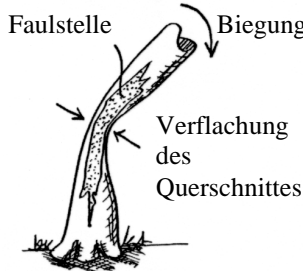
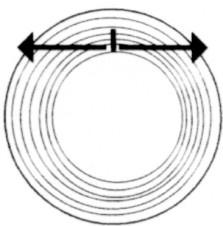
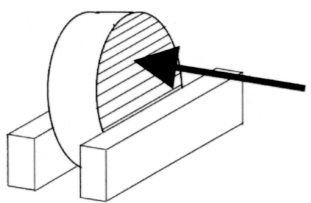
Belastung des Baumes	Belastungsrichtung an einem Baumstamm	Belastung und Ausrichtung der Probe im Fractometer III
 <p>Biegung Zug Druck Querzug Querzug</p>	 <p>$\sigma_{Z,r}$</p>	 <p>35 mm</p>
 <p>Drehung F_{Wind} l</p>	 <p>$\tau_{r,t}$</p>	
 <p>Biegung Schub</p>	 <p>$\tau_{t,l}$ $\tau_{r,l}$</p>	
 <p>Biegung Druck Zug</p>	 <p>$\sigma_{D,l}$</p>	
 <p>Faulstelle Biegung Verflachung des Querschnittes</p>	 <p>$\sigma_{Z,t}$</p>	

Abbildung 3.12: Schematische Darstellung der Belastung eines Baumes, der Belastungsrichtung an einem Baumstamm und der Belastung und Ausrichtung der Probe im Fractometer III. Zeichnungen von C. Mattheck.

3.3.1 Ermittlung des Elastizitätsmoduls

Die Bestimmung des Elastizitätsmoduls in Faserrichtung am Holz saftfrischer Äste ist im Vergleich zum Stammholz mit erheblichen Schwierigkeiten verbunden. Äste sind in ihrer Gestalt meist unregelmäßiger geformt als Stämme, weisen geringere Durchmesser auf und beinhalten häufig Störungen im Faserverlauf durch zum Teil abgestorbene Seitenäste. Zur Astanbindung hin weicht der Faserverlauf von der achsparallelen Anordnung ab. Damit gelangt die konventionelle Ermittlung nach den Normvorschriften (Biegeversuch nach FACHNORMENAUSSCHUSS MATERIALPRÜFUNG 1978), neben der aufwendigen Probenfertigung, besonders wegen der geforderten großen Probenabmessungen an ihre Grenzen. Nur in Ausnahmefällen und aus dicken Starkästen ist es möglich, Proben mit störungsfreiem, achsparallelem Faserverlauf über eine Länge von 360 mm, wie es für die Biegeprüfung gefordert wird, anzufertigen.

Das mit einer mechanischen Wegmessuhr ausgestattete Fractometer III ist geeignet, den absoluten Bruchweg zu ermitteln. Die Bestimmung einer kontinuierlichen Kraft-Weg-Kurve oder zumindest mehrerer Punkte davon ist mit Unsicherheiten behaftet und gestaltet sich schwierig. Dazu wurden an einem Prototypen eines mit elektronischem Weg- und Kraftaufnehmer ausgestatteten Fractometers Druckversuche durchgeführt. Die Resultate aus der Wegmessung waren durch Randeffekte beeinflusst, so dass sie bei der Ermittlung der Elastizitätsmoduln nicht berücksichtigt werden konnten. Die gleiche Problematik bezüglich der Randeffekte ergab sich bei den im folgenden beschriebenen Druckversuchen an einer Großprüfmaschine. An dieser konnten die Randeffekte durch Verlagerung des Wegmessbereiches in die Probenmitte ausgeschlossen werden. Dem entsprechende Abänderungen an der Wegmesseinrichtung des elektronischen Fractometers sind mit erheblich mehr Aufwand verbunden und hätten zumindest partielle Neukonstruktionen erfordert, so dass sie aus Zeitgründen nicht vorgenommen wurden.

Die Bestimmung der Elastizitätsmoduln von Ästen erfolgte schließlich *in vivo*, das heißt direkt am Baum, in frischem Zustand und unter „Betriebsbelastung“, also durch Kräfte in Gravitationsrichtung. Ausgewählt wurden die Äste nach den folgenden Kriterien: Die untersuchten Äste durften im stammnahen Bereich, dem späteren Messbereich, keine Krümmungen, Verzweigungen, Schäden oder irgendwelche anderen Unregelmäßigkeiten aufweisen und der Querschnitt sollte in diesem Bereich nahezu unverändert bleiben. Weiterhin mussten die Äste waagrecht verlaufen bzw. durften nur geringfügig aufwärts geneigt sein. Organe dieser Art findet man überwiegend am Waldrand, auf Lichtungen oder an Wegrändern, wo Bäume besonders ihre unteren, weit ausladenden Äste zum Licht hin ausstrecken.

War ein diesen Kriterien entsprechender Ast gefunden, so wurde bei Hölzern mit dicker Rinde (z. B. Weide) diese im Messbereich geschält. In einer ersten Versuchsreihe wurden auf der Astober- und -unterseite jeweils Messstifte im Abstand von 150 mm eingesetzt. Daraufhin wurde in hinreichender Entfernung (15- bis 20-facher Astdurchmesser) ein Seil am Ast befestigt und das darüber hinausragende Astende abgetrennt. Am Seil wurden nacheinander acht Gewichte einer Masse von jeweils vier Kilogramm angebracht und nach Aufbringung des letzten Gewichtes wieder einzeln entfernt. Nach jeder Be- und Entlastungsstufe wurde der Abstand der Messstifte bestimmt. Die ersten Messungen erfolgten mit einem digitalen Messschieber, dessen Ablesegenauigkeit 1/100 Millimeter beträgt. Dieser wurde im Laufe der Versuche durch zwei Dehnmessaufnehmer der Fa. HBM (1991) ersetzt, die mittels einer Klemmvorrichtung auf dem Ast befestigt wurden. Die Messaufnehmer weisen eine höhere Genauigkeit auf und schließen durch Verkanten des Messschiebers bzw. durch unterschiedliche Andruckkräfte bedingte Messfehler aus. Ein Messaufnehmer enthält eine bewegliche Tastzunge, deren Spitze Verschiebungen von $s = \pm 2,5$ mm aufnehmen kann. An der Tastzunge wird eine Schneide befestigt. Eine zweite Schneide befindet sich am Ende

eines ebenfalls am Dehn-messaufnehmer angebrachten Distanzstückes. Somit steht an Astober- und -unterseite ein Bereich von 100 mm zur Messung der Dehnungen bzw. der Stauchungen zur Verfügung. Die aus der Abstandsänderung zwischen den zwei Schneiden resultierende Verschiebung der Tastzunge wird mit Hilfe von Dehnungsmessstreifen (DMS) in ein zur Speisespannung proportionales elektrisches Signal umgeformt. Jeweils vier DMS sind in einer Vollbrückenschaltung auf der Tastzunge innerhalb des Gerätes angeordnet. Die zwei zuvor kalibrierten Dehnmessaufnehmer werden über den Umschalter am Verstärker angeschlossen. Der Verstärker liefert die Speisespannung für die Messaufnehmer und formt deren Signal (Widerstandsänderung) in einen messwertproportionalen Anzeigewert um. Abbildung 3.13 zeigt die mittels der Klemmvorrichtung auf einem Ast befestigten Messaufnehmer und den Verstärker mit dem Umschalter.

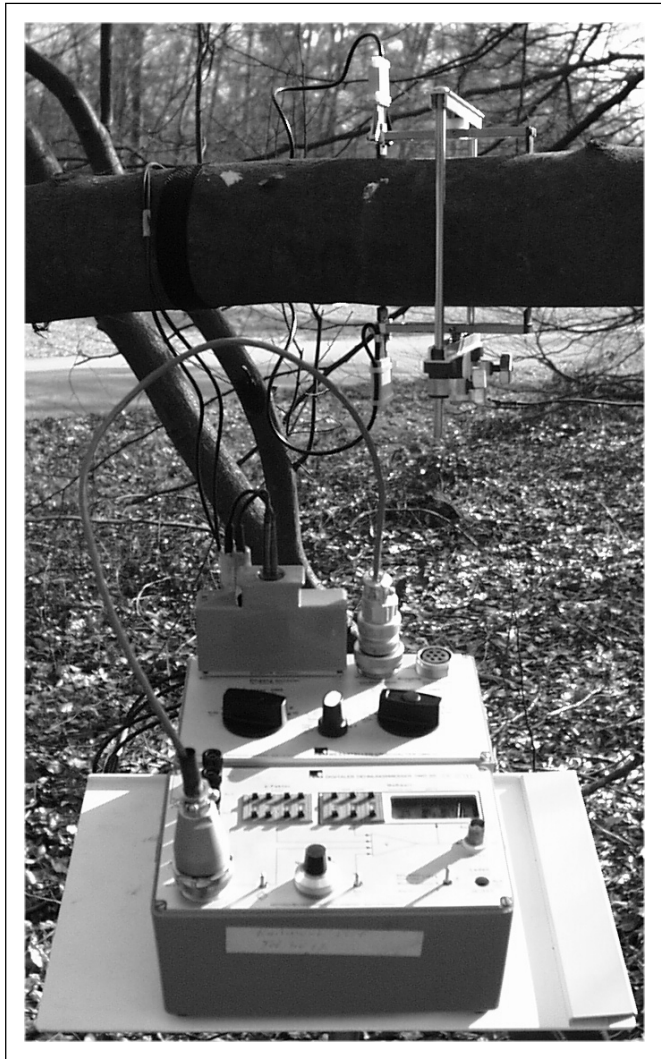


Abbildung 3.13: Dehnmessaufnehmer mit Klemmvorrichtung, Verstärker und Umschalter.

Zur weiteren Auswertung wird aus dem Ast der Messbereich herausgesägt und die Kontur des Querschnitts ermittelt. Der Berechnung der Elastizitätsmoduln liegt die Annahme zugrunde, dass der Querschnitt bei der Verformung eben bleibt. Weiterhin wird vereinfachend ein konstanter Elastizitätsmodul in der Oberseite und ein weiterer, ebenfalls konstanter Elastizitätsmodul in der Unterseite des Astes angenommen, wobei sich der Wechsel an der neutralen Faser der Biegung vollzieht. Die Berechnung der Elastizitätsmoduln erfolgt in mehreren Schritten. Die verwendeten Variablen sind in Abbildung 3.14 skizziert.

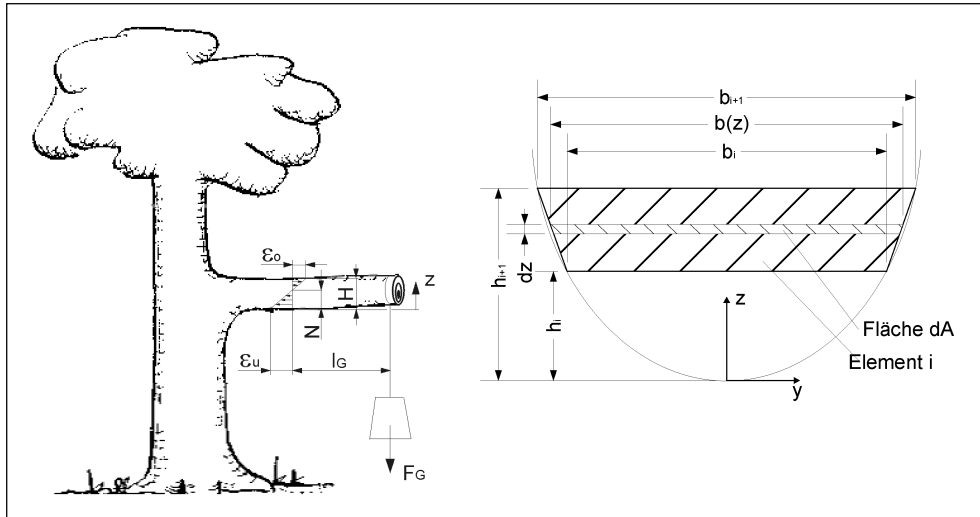


Abbildung 3.14: Variablen zur Bestimmung des Elastizitätsmoduls.

Zuerst werden mit den gemessenen Dehnungen der Randfasern auf Astober- und -unterseite und der Querschnittshöhe des Astes die Geradengleichung der über dem Querschnitt linear angenommenen Dehnung und die neutrale Faser der Biegung bestimmt:

$$\epsilon(z) = \epsilon_u + n \cdot z; \quad n = \frac{\epsilon_o - \epsilon_u}{H}; \quad N = -\frac{H \cdot \epsilon_u}{(\epsilon_o - \epsilon_u)}$$

- N = z-Koordinate der neutralen Faser im Ast
- H = Höhe des Astquerschnitts
- ϵ_o = Dehnung der Randfaser auf der Astoberseite
- ϵ_u = Dehnung der Randfaser auf der Astunterseite
- n = Steigung der linearen Dehnung

Weiterhin wird, da die Umfangskurve nur unzulänglich durch Ellipsen oder andere einfache Funktionen dargestellt werden kann, der Querschnitt in mehrere einfache Geometrien (Trapeze) zerlegt. Die Höhe der jeweiligen Trapeze ist in der Querschnittsmitte am größten und nimmt zum oberen und unteren Rand hin ab (vgl. Abbildung 3.15).

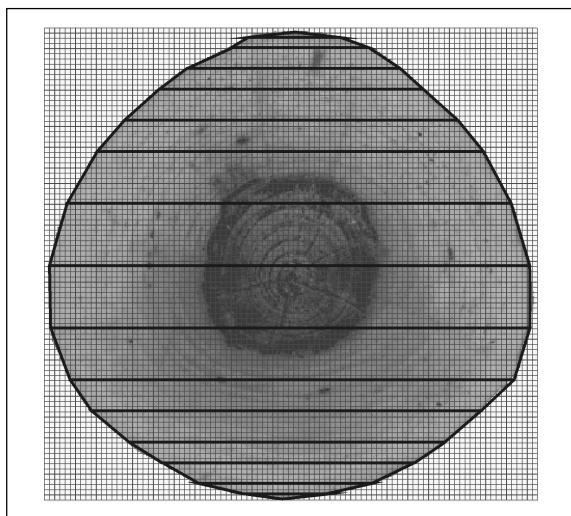


Abbildung 3.15: Zerlegung eines Astquerschnittes in einfache Geometrien.

Zuletzt werden aus den an bekannten Hebellängen aufgebrauchten Kräften, den gemessenen Dehnungen und den zusammengesetzten Querschnittsgeometrien mit Hilfe der Gleichgewichtsbedingungen für Kräfte und Momente die Elastizitätsmoduln bestimmt.

In Faserrichtung wirken einzig die aus der Biegespannung σ resultierenden Kräfte F :

$$\begin{aligned} dF(z) &= \sigma(z) \cdot dA(z) \\ dA(z) &= b(z) \cdot dz \\ \sigma(z) &= E(z) \cdot \varepsilon(z) \end{aligned}$$

Die Breite $b(z)$ ist eine in den verschiedenen Segmenten unterschiedliche lineare Funktion. Sie ergibt sich im i -ten Trapez an der Stelle z zu:

$$\begin{aligned} b_i(z) &= b_i + m_i(z - h_i) \\ m_i &= \frac{b_{i+1} - b_i}{h_{i+1} - h_i} \end{aligned}$$

- h_i = Abstand der Unterseite des Astquerschnitts ($z=0$) zur Unterseite des i -ten Trapezes
- h_{i+1} = Abstand der Unterseite des Querschnitts zur Oberseite des i -ten Trapezes
- b_i = Breite des Trapezes an der Stelle h_i
- b_{i+1} = Breite des Trapezes an der Stelle h_{i+1}
- m_i = Steigung des Trapezrandes des i -ten Trapezes

Die durch Biegebelastung hervorgerufene Längskraft wird für jedes Trapez des zerlegten Querschnitts berechnet. Die Elastizitätsmoduln E der Astunter- und -oberseite unterscheiden sich, sind jedoch innerhalb ihrer Astseite und der einzelnen Trapeze konstant und können aus dem Integral herausgezogen werden:

$$\begin{aligned} F_i &= E_i \int_{h_i}^{h_{i+1}} (\varepsilon_u + nz)(b_i + m_i(z - h_i)) dz \\ F_i &= E_i [\varepsilon_u (b_i - m_i h_i)(h_{i+1} - h_i) + \frac{1}{2} (\varepsilon_u m_i + n(b_i - m_i h_i))(h_{i+1}^2 - h_i^2) + \frac{1}{3} n m_i (h_{i+1}^3 - h_i^3)] \end{aligned}$$

Aus der Forderung nach einem Kräftegleichgewicht in Faserrichtung folgt: Die Kräfte in allen Segmenten müssen sich gegenseitig zu Null addieren. Werden dabei die unterschiedlichen Elastizitätsmoduln der Astoberseite E_o und der Astunterseite E_u berücksichtigt, stellt sich das Kräftegleichgewicht in Abhängigkeit von deren Quotienten Q ein:

$$\begin{aligned} \sum F_i &= 0 \\ \frac{E_o}{E_u} &= - \frac{\sum_{i=1}^N [\varepsilon_u (b_i - m_i h_i)(h_{i+1} - h_i) + \frac{1}{2} (\varepsilon_u m_i + n(b_i - m_i h_i))(h_{i+1}^2 - h_i^2) + \frac{1}{3} n m_i (h_{i+1}^3 - h_i^3)]}{\sum_{i=N}^H [\varepsilon_u (b_i - m_i h_i)(h_{i+1} - h_i) + \frac{1}{2} (\varepsilon_u m_i + n(b_i - m_i h_i))(h_{i+1}^2 - h_i^2) + \frac{1}{3} n m_i (h_{i+1}^3 - h_i^3)]} = Q \end{aligned}$$

Die Kräfte F_i in den einzelnen Segmenten bewirken, multipliziert mit ihrem Abstand zur neutralen Faser, folgende Momente M_i :

$$M_i = F_i(z - N)$$

$$M_i = E_i \int_{h_i}^{h_{i+1}} (z - N)(\varepsilon_u + nz)(b_i + m_i(z - h_i)) dz$$

$$M_i = E_i \left[N\varepsilon_u(m_i h_i - b_i)(h_{i+1} - h_i) - \frac{1}{2} \varepsilon_u N m_i (h_{i+1}^2 - h_i^2) + \frac{1}{3} n (b_i - m_i h_i) (h_{i+1}^3 - h_i^3) + \frac{1}{4} n m_i (h_{i+1}^4 - h_i^4) \right]$$

Für eine übersichtlichere Darstellung wird folgender Teil aus obiger Gleichung durch X_i ersetzt:

$$X_i = N\varepsilon_u(m_i h_i - b_i)(h_{i+1} - h_i) - \frac{1}{2} \varepsilon_u N m_i (h_{i+1}^2 - h_i^2) + \frac{1}{3} n (b_i - m_i h_i) (h_{i+1}^3 - h_i^3) + \frac{1}{4} n m_i (h_{i+1}^4 - h_i^4)$$

Die Momente im Astquerschnitt müssen sich mit dem durch die Gewichtsbelastung aufbrachten Moment im Gleichgewicht befinden:

$$\sum M_i + F_G l_G = 0$$

$$E_u \sum_{i=1}^N X_i + E_o \sum_{i=N}^H X_i = -F_G l_G$$

Wird der aus dem Kräftegleichgewicht errechnete Quotient $Q = E_o/E_u$ in die Gleichung eingesetzt, so können die unterschiedlichen Elastizitätsmoduln der Astoberseite E_o und der Astunterseite E_u bestimmt werden:

$$\frac{E_o}{Q} \sum_{i=1}^N X_i + E_o \sum_{i=N}^H X_i = -F_G l_G$$

$$E_o = \frac{-F_G l_G}{\frac{1}{Q} \sum_{i=1}^N X_i + \sum_{i=N}^H X_i}$$

Zum Vergleich wurde an einigen Proben, die aus den untersuchten Ästen gefertigt wurden, der Elastizitätsmodul im Druckversuch an einer Zug-Druck-Prüfmaschine der Firma Instron bestimmt. Im oberen festen Querträger dieser Prüfmaschine befindet sich eine austauschbare Kraftmessdose. Für saftfrische Holzproben bis ca. 200 mm² Querschnittsfläche ist eine 10KN-Dose ausreichend. Der untere bewegliche Querarm wird mit einstellbarem Vorschub nach oben bewegt. Als Belastungsgeschwindigkeit wurde 2 mm/min gewählt. An den Querträgern wurden planparallele, konzentrisch angeordnete Druckstempel aus gehärtetem Stahl befestigt. Zwischen dem oberen Druckstempel und der Probe wurde eine Halbkugel mit einer Kalotte gelegt, um eventuell vorhandene Ungenauigkeiten der Planparallelität der Proben bzw. Druckstempel auszugleichen. Die Versuche wurden mit zylindrischen Proben der Länge 45 mm und einem Durchmesser von 15 mm durchgeführt. Damit die Fasern möglichst parallel zur Längsachse der Proben lagen, wurde zuerst ein herausgesägtes Aststück gespalten und anschließend wurden die Spaltstücke rund und plan gedreht. Die Aststücke, wie später auch die fertigen Proben wurden zwischen den einzelnen Bearbeitungsstufen bis zur Versuchsdurchführung in feuchte Tücher gehüllt, um Feuchteänderungen zu minimieren.

Zur Wegmessung war die Prüfmaschine ursprünglich mit einem induktiven Wegaufnehmer ausgestattet, der den Weg des unteren Querträgers erfasste. Dies erwies sich als unzuverlässig, da die Messungen durch Randeffekte an den Probenenden und durch Biegung der Proben beeinflusst wurden. Diese Einflüsse wurden durch zwei gegenüberliegende, im mittleren Bereich der Proben angebrachte Dehnmessaufnehmer beseitigt (vgl. Abbildung

3.16). Somit befanden sich die Probenenden und die dadurch verbundenen Randeffekte außerhalb des Messbereiches. Der Biegeanteil kann durch Mittelwertbildung der Kraft-Weg-Kurven beider Dehnmessaufnehmer kompensiert werden. Der Elastizitätsmodul wird im linearen Bereich der Kraft-Weg-Kurve aus deren Steigung und der Probenquerschnittsfläche errechnet.

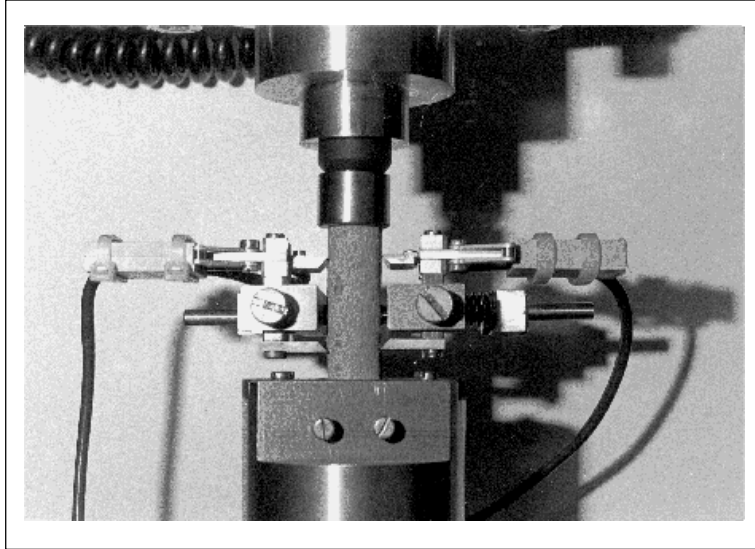


Abbildung 3.16: Versuchsaufbau zur Bestimmung des Druck-Elastizitätsmoduls an einer zylindrischen Holzprobe [KRÄMER, 1998]

3.3.2 Ermittlung von Wachstumsspannungen

3.3.2.1 Verschiedene Methoden zur Bestimmung von Eigenspannungen

Wachstumsspannungen sind im lebenden Holz generierte Eigenspannungen. Sieht man von ihrer Entstehung ab und berücksichtigt die besonderen Eigenschaften des Materials Holz, so können sie wie beliebige mechanische Spannungen in der unbelebten Materie behandelt und mit geeigneten Methoden bestimmt werden. Zur Bestimmung der Eigenspannungen stehen grundsätzlich zwei Gruppen von Messverfahren zur Verfügung. Physikalische Eigenspannungsmessverfahren, die auch als zerstörungsfreie Verfahren bezeichnet werden, und mechanische Eigenspannungsmessverfahren, bei denen das untersuchte Werkstück zumindest teilweise zerstört wird. Zu den wichtigsten physikalischen Verfahren zählen Röntgenografie, Neutronenbeugung, Spannungsoptik, Ultraschallverfahren und magnetische Verfahren [PEITER, 1992]. Bei der Röntgenografie und der Neutronenbeugung werden anhand von Beugungseffekten die von den anliegenden Last- oder Eigenspannungen abhängigen Netzebenenabstände im Kristallgitter bestimmt. Diese Methoden sind gegenwärtig auf Werkstoffe wie Metalle oder Keramiken beschränkt. Eine Ausweitung auf kristalline Bereiche der Zellulose ist denkbar, wurde aber noch nicht durchgeführt. Sofern realisierbar, würde dies besonders Aufschluss über die Spannungen im Feinbau der Zellen geben. Spannungsoptische Untersuchungen nutzen Interferenzmuster an transparenten Werkstoffen und magnetische Verfahren erfordern ferromagnetische Stoffe. Ultraschallverfahren sind für Holz, wegen des großen Einflusses des Feuchtegehaltes, der nicht konditioniert werden darf, und der Dichte auf die Ausbreitungsgeschwindigkeit des Schalls, nur bedingt nutzbar.

Aus diesen Gründen blieb die Eigenspannungsmessung im Holz den mechanischen Verfahren vorbehalten. Deren gemeinsames Prinzip ist, dass durch Abtragen von Material (Freischneiden) das ursprüngliche Gleichgewicht der Eigenspannungen gestört wird und sich ein neues Gleichgewicht einstellt. Dabei treten Dehnungen auf, deren Größe und Richtung Rückschlüsse auf die freigesetzten Spannungen ermöglichen.

Die Erfahrungen von Praktikern in der Holzverarbeitung, wonach bei radial geführtem Sägeschnitt das Sägeblatt klemmt oder bei zu Bretter geschnittenen Stämmen sich die Randbohlen verkürzen und durchbiegen und sich die Kernbohlen verlängern, geben qualitative Hinweise auf die Wachstumsspannungen und sind Grundlage einiger quantitativer Bestimmungsmethoden. Gerade die in der Holzverarbeitung als Ärgernis betrachteten Krümmungen und Dehnungen nutzte JACOBS (1938, 1939) für seine „plank-stripping“-Methode. Er zersägte dicke Planken in Streifen, maß deren Deflektion und Längenänderung und errechnete mit Hilfe der Materialkonstanten von Holz die Wachstumsspannungen in Faserrichtung. NICHOLSON (1971) nutzte eine verbesserte Mess- und Handhabungstechnik und benötigte, anstatt der bis zu mehreren Metern langen Planken, nur wenige Zentimeter lange Streifen. Dazu schälte er die Rinde vom Stamm und brachte drei in einer Reihe und parallel zur Faserrichtung angeordnete Messstellen auf dessen Oberfläche an. Anschließend vermaß er den Abstand der zwei äußeren Messstellen und ermittelte die Höhendifferenz zwischen den beiden äußeren und der mittleren Messstelle. Nach dem Heraussägen und -meißeln des Holzstreifens wurde dieser in eine spezielle Haltevorrichtung eingespannt, die eine nachträgliche Krümmung des Streifens anhand der ermittelten Höhendifferenz begradigte. Eine letzte Messung des Abstandes der beiden äußeren Messpunkte lieferte die gesuchte Längenänderung und damit die entsprechende Wachstumsspannung in Faserrichtung.

Die Verteilungen der radialen und tangentialen Wachstumsspannungen im Stammquerschnitt wurden von KÜBLER (1959a) anhand frischer Baumscheiben aufgezeigt. Auf diese setzte er in radialer und tangentialer Richtung Messstifte im Abstand von ca. 20 bis 25 Millimetern auf und vermaß deren genaue Entfernung. Anschließend zersägte er die Scheiben soweit, dass er jeweils zwei Messstifte auf einem Scheibenausschnitt vom umgebenden Holz freigeschnitten hatte. Mit einer erneuten Messung der Stiftabstände schloss er aus der Änderung zu dem ursprünglich auf der Vollscheibe gemessenen Wert auf die jeweiligen Wachstumsspannungen und konnte damit den von ihm theoretisch hergeleiteten Verlauf bestätigen.

Zur Bestimmung der tangentialen Wachstumsspannungen wählte DIETRICH (1995) eine andere und in der Ausführung einfache Methode, die den eingangs beschriebenen Effekt der Sägeblattklemmung bei radial geführten Sägeschnitt nutzt. Er schlug zwei Nägel im Abstand von ca. 30 mm nahe am Umfang in die Stirnfläche einer Baumscheibe, vermaß deren genaue Entfernung, sägte radial zwischen die Nägel in die Scheibe ein und ermittelte erneut den Nagelabstand. Im Gegensatz zu den vorher beschriebenen Methoden, resultiert die gemessene Verschiebung nicht aus der Entspannung des Materials innerhalb der Messstrecke, das ja entfernt wurde, sondern aus der Entspannung des Materials, das die Messstrecke umgibt. Die Überführung der gemessenen Dehnungen in Spannungen, in Abhängigkeit von den Scheiben- und Schnittgeometrien, erfolgte mittels von FETT (1987, 1996) entwickelten bruchmechanischen Beziehungen und einem Vergleich mit Ergebnissen aus FE-Rechnungen. DIETRICH nutzte diese Methode an Querschnittsscheiben schiefstehender Bäume. Bei Messungen an Zwieselscheiben mit Rindeneinschlüssen beschrieb er die Problematik des Aufreißens im Ligament und beschränkte sich in diesen Fällen auf qualitative Angaben.

Um in Bereichen mit Rindeneinschlüssen oder anderen Unregelmäßigkeiten einen Einblick in die vorherrschenden Wachstumsspannungen zu erhalten, wurde eine an die speziellen Erfordernisse des Materials Holz angepasste Variante der Bohrloch-Methode verwendet. Im folgenden werden die Grundlagen des Verfahrens und dessen konventionelle Anwendung im Maschinenbau erläutert und anschließend die Vorgehensweise bei saffrischem Holz erklärt.

3.3.3.2 Die Bohrlochmethode zur Bestimmung von Wachstumsspannungen in Holz

Die Bohrloch-Methode ist das am häufigsten eingesetzte teilzerstörende Verfahren zur Bestimmung von Eigenspannungen (KÖNIG 1991). Sie verdankt ihre Beliebtheit der verhältnismäßig geringen Schädigung des Werkstücks, der im Vergleich zu anderen Methoden relativ praktikablen, teilweise auch außerhalb von Laboratorien nutzbaren Handhabungstechnik und den vielseitigen Einsatzmöglichkeiten. Die verschiedenen, an die jeweiligen Einsatzgebiete angepassten Varianten der Bohrloch-Methode basieren auf dem von MATHAR (1933) entwickelten Verfahren. Beim Einbringen eines Sack- oder Durchgangsloches in die Bauteiloberfläche wird durch das Entfernen spannungsbehafteter Werkstoffbereiche das innere Gleichgewicht lokal gestört und es stellt sich in der Bohrlochumgebung ein neuer Gleichgewichtszustand ein. Dies resultiert aus dem Sachverhalt, dass die Spannungen senkrecht zur lastfreien Bohrlochoberfläche verschwinden müssen, was zu einer Reduzierung der Spannungen in der Bohrlochumgebung führt. Die Änderung des Gleichgewichtszustandes bedingt entsprechende Verformungen, die mit verschiedenen Messverfahren bestimmt werden. Aus den gemessenen Verformungen kann entweder mittels eines Kalibrierversuchs oder verschiedenen Auswerteformalismen mit und ohne Kalibrierung auf die Spannungen geschlossen werden. Im Fall des einachsigen Eigenspannungszustandes können die am Werkstück gemessenen Dehnungen mit den an eigenspannungsfreien Vergleichsproben unter definierter einachsiger äußerer Last gemessenen Kalibrierdehnungen verglichen werden. Liegt jedoch ein mehrachsiger Spannungszustand vor, sind Auswerteformalismen zur Ermittlung der Eigenspannungen notwendig. Die verschiedenen Auswerteformalismen beruhen auf der von KIRSCH (1898) gefundenen Lösung für die Spannungsverteilung an einer unendlich ausgedehnten Platte mit kreisrundem Loch unter ein- bzw. zweiachsiger Belastung. Dieser idealisierte Zustand wird näherungsweise durch ein im Vergleich zum Lochdurchmesser ausreichend großes Werkstück, einem Messbereich in hinreichendem Abstand von Rändern oder anderen Unregelmäßigkeiten und einen über dem Messbereich nahezu konstanten Spannungsverlauf realisiert. In diesem Fall kann, bei Einsatz von speziellen DMS-Rosetten, die amerikanische Normvorschrift zur Bestimmung der Eigenspannungen (ASTM 1995) verwendet werden. Weicht die Probengeometrie von diesem idealisierten Fall ab, können die in den Formalismen enthaltenen Konstanten mittels Kalibrierversuchen an eigenspannungsfreien Proben gleicher Geometrie angepasst werden. Darüber hinaus existieren verschiedene Auswerteverfahren, die in der Lage sind, in Kombination mit Kalibrierversuchen, einen über der Bohrlochtiefe variierenden Spannungsverlauf zu ermitteln (MÜNKER 1995).

Eigenspannungsmessungen an technischen Bauteilen mit dem Bohrloch-Verfahren erfolgen heutzutage fast ausschließlich mit speziell dafür entwickelten DMS-Rosetten. Diese bestehen aus einer Kunststofffolie, auf die drei radial in verschiedenen Winkeln um die Bohrlochachse angeordnete Messgitter und deren Lötstützpunkte aufgebracht sind. Die Rosette wird auf das Werkstück aufgeklebt und mit den elektrischen Zuleitungen verlötet. Anschließend wird der Bohraparat positioniert und abhängig vom Rosettentyp zentrisch ein Loch mit einem Durchmesser von 1,5 bis 2 Millimeter gebohrt. Der Zeitaufwand für eine Messung beträgt ca. 1,5 Stunden (SCHWARZ und KOCKELMANN 1993). Trotz der vielfältigen technischen Einsatzmöglichkeiten sind die DMS-Rosetten für saftfrisches Holz nur bedingt geeignet. Beim Einsatz der DMS-Technik raten Hersteller zu Messungen an trockenem Holz. Die Veränderungen der Holzfeuchte führen zum Driften des DMS-Nullpunktes und eine hohe Restfeuchte erschwert das Kleben bzw. macht es unmöglich (BLH 1999). Problematisch ist auch die relativ lange Zeitdauer des Messvorganges mit Messstellenvorbereitung, da die Gefahr der Trocknung besteht und mit steigender Anzahl der Messungen zunimmt. Ein weiterer Einfluss auf die Messungen resultiert aus der relativ hohen Steifigkeit der DMS im Vergleich zum Holz. Die Elastizitätsmoduln des Klebstoffes, der Trägerfolie und des

Messgitters sind um ein mehrfaches größer als der Elastizitätsmodul des Holzes quer zur Faser. Bei Zug- und Druckversuchen an trockenem Holz fand BRÖKER (1985) Abweichungen zwischen induktiv und mittels DMS gemessenen Dehnungen von 13% bis 23%, die er auf die hohen Steifigkeiten der DMS zurückführte. Zuletzt ist noch anzumerken, dass die aus dem Wechsel von Früh- und Spätholz stammende Inhomogenität des Holzes relativ große Messstrecken erfordert, um eine zuverlässige Mittelung zu erreichen.

Eine Alternative zu direkt applizierten DMS ist die Messung mit Dehnmessaufnehmern. Diese können zum einen mit geeigneten Halterungen direkt auf das zu prüfende Teil aufgeklemmt und beim Bohrvorgang darauf belassen werden. Zu anderen können Messpunkte an der Probe befestigt und deren Abstände vor und nach dem Bohren ermittelt werden. Ersteres hat den Vorteil, dass keine Messfehler durch das Wiederansetzen entstehen, ermöglicht aber nur Messungen in einer Richtung. In beiden Fällen können die Messungen zügig durchgeführt werden, so dass Trocknungsvorgänge auf ein Minimum beschränkt bleiben. Die Steifigkeit der Aufnehmer ist vernachlässigbar klein und durch den Einsatz verschieden langer Rahmenstücke kann die Messstrecke, und damit der Bohrlochdurchmesser, nahezu beliebig gewählt werden.

In Abbildung 3.17a ist ein aufgeklemmter Dehnmessaufnehmer dargestellt. Die Klemmvorrichtung wurde eigens für diesen Zweck entwickelt und drückt die beiden Messspitzen unter der Vorspannung einer Feder in das Holz. Abbildung 3.17b zeigt einen Setzdehnungsmesser und die entsprechenden Messstifte. Die Messstifte wurden speziell für diese Messungen hergestellt. Sie bestehen aus einem Stiftstück, das in das Holz eingedrückt wird, einer Schulter, die zum Ansetzen der Eindrück- und Ausziehwerkzeuge dient, und dem auf einem kurzen Zylinder befindlichen halbkugelförmigen Messkopf. Der Taster und das feste Ende am Rahmen des Dehnmessaufnehmers sind mit Kegelpfannen zum Aufnehmen der Stiftköpfe bestückt.

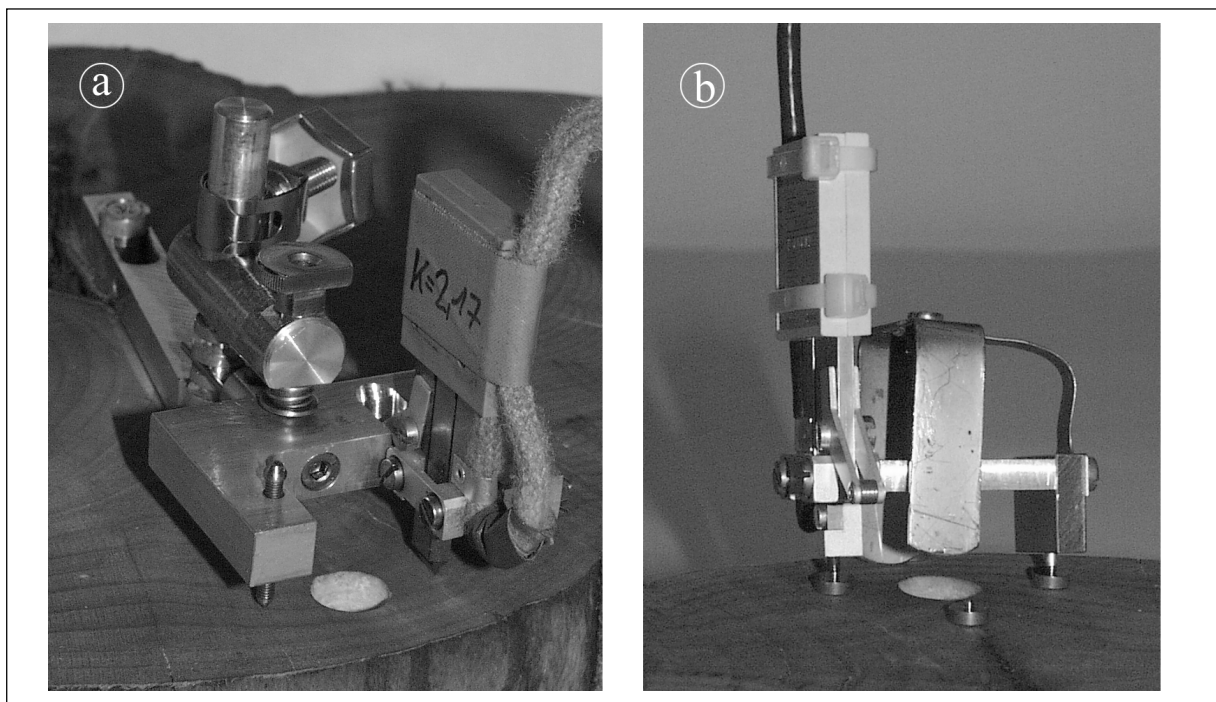


Abbildung 3.17: Aufgeklemmter Dehnmessaufnehmer (a) und Setzdehnungsmesser mit Messstiften (b).

Bei unbekanntem Spannungszustand sind drei Messstiftpaare zur Ermittlung von Größe und Richtung der Hauptspannungen erforderlich. Am Ort, an dem die Spannungen zu ermitteln sind, werden zuerst Messmarken konzentrisch angebracht (vgl. Abbildung 3.18) und der Abstand zwischen jeweils zwei gegenüberliegenden Marken gemessen. Anschließend wird zentrisch ein Loch gebohrt und wieder der Abstand der Messmarkenpaare bestimmt.

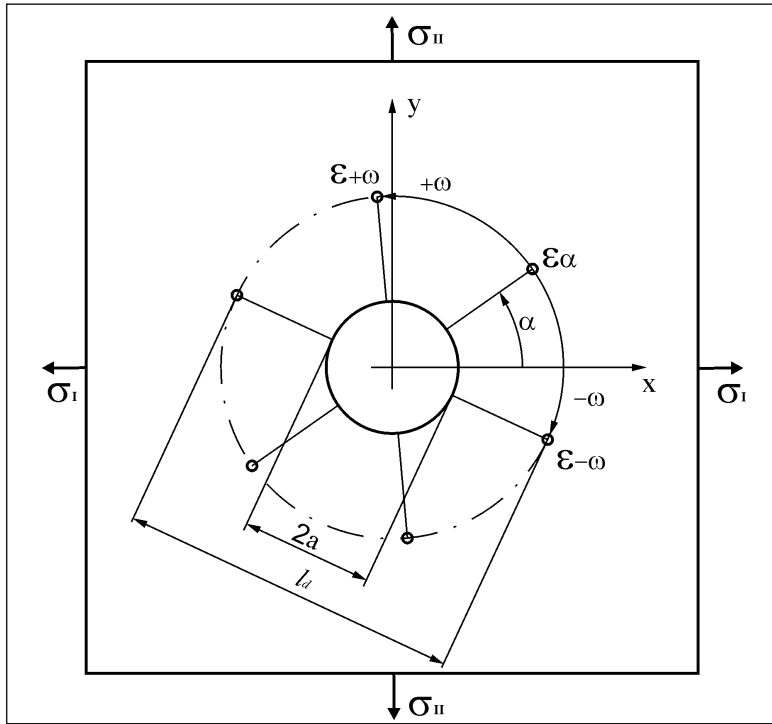


Abbildung 3.18: Anordnung der Messpunkte um das Bohrloch.

Aus den Differenzen der Abstände vor und nach dem Bohren können die Spannungen mit den folgenden Gleichungen errechnet werden (PEITER 1966):

$$\sigma_I = \frac{E}{8} \left(\frac{\epsilon_{+\omega} + \epsilon_{-\omega} - 2\epsilon_{\alpha} \cos 2\omega}{A \sin^2 \omega} + \frac{\sqrt{(2\epsilon_{\alpha} - \epsilon_{+\omega} - \epsilon_{-\omega})^2 + \tan^2 \alpha (\epsilon_{-\omega} - \epsilon_{+\omega})^2}}{B \sin^2 \omega} \right)$$

$$\sigma_{II} = \frac{E}{8} \left(\frac{\epsilon_{+\omega} + \epsilon_{-\omega} - 2\epsilon_{\alpha} \cos 2\omega}{A \sin^2 \omega} - \frac{\sqrt{(2\epsilon_{\alpha} - \epsilon_{+\omega} - \epsilon_{-\omega})^2 + \tan^2 \alpha (\epsilon_{-\omega} - \epsilon_{+\omega})^2}}{B \sin^2 \omega} \right)$$

$$\tan 2\alpha = \tan \omega \frac{\epsilon_{-\omega} - \epsilon_{+\omega}}{2\epsilon_{\alpha} - \epsilon_{+\omega} - \epsilon_{-\omega}}$$

E = Elastizitätsmodul

ϵ = Dehnung

ω = Winkel zwischen den Richtungen des mittleren und der beiden äußeren Messpunktepaare.

α = Winkel zwischen der ersten Hauptspannungsrichtung und der Richtung des mittleren Messpunktepaars.

Die Konstanten A und B ergeben sich aus dem Bohrlochradius a , dem Abstand l_d der Messpunkte und der Querkontraktionszahl μ zu:

$$A = 2 \frac{a^2(1+\mu)}{l_d^2}$$

$$B = \frac{8a^2}{l_d^2} \left(1 - (1-\mu) \frac{a^2}{l_d^2} \right)$$

Bei bekannten Hauptspannungsrichtungen sind zwei um 90° versetzte Messpunktpaare, die in die entsprechenden Richtungen weisen, ausreichend. Damit vereinfachen sich die Gleichungen zu:

$$\sigma_I = \frac{E}{4} \left(\frac{\varepsilon_{90} + \varepsilon_0}{A} + \frac{\varepsilon_0 - \varepsilon_{90}}{B} \right)$$

$$\sigma_{II} = \frac{E}{4} \left(\frac{\varepsilon_{90} + \varepsilon_0}{A} - \frac{\varepsilon_0 - \varepsilon_{90}}{B} \right)$$

Diese Gleichungen gelten streng genommen für Durchgangslöcher in Blechen. Sie können darüber hinaus auch bei Sacklöchern in dicken Proben angewandt werden, sofern die Eigenspannungen an der Oberfläche vollkommen ausgelöst werden. Dieser Zustand ist erreicht, wenn an der Probenoberfläche bei zunehmender Bohrlochtiefe keine weiteren Verformungen auftreten (PEITER 1966).

Weiterhin liegt den Gleichungen isotropes Materialverhalten zugrunde. Bei Holz kann Isotropie nur näherungsweise in der Querschnittsebene angenommen werden, wo der Quotient des Elastizitätsmoduls in radialer Richtung zum Elastizitätsmodul in tangentialer Richtung im Mittel 2 beträgt. Für eine exakte quantitative Bestimmung der Wachstumsspannungen im Holz ist ein hinreichender Abstand (15facher Lochdurchmesser nach MOTZFELD 1961) des Bohrlochs zu den Probenrändern und anderen Störungen erforderlich.

Können die zur präzisen Funktion der Bohrlochmethode notwendigen Bedingungen nicht eingehalten werden oder ist die Dehnungsmessung ausschließlich in einer Richtung durchführbar (z. B. mit aufgeklebtem Dehnungsmesser), so ist nur eine qualitative Abschätzung der Spannungen anhand der gemessenen Dehnungen möglich.