



Forschungszentrum Karlsruhe
Technik und Umwelt

Wissenschaftliche Berichte
FZKA 6552

Die innere Optimierung der Bäume als Vorbild für technische Faserverbunde - eine lokale Approximation

K. Götz
Institut für Materialforschung

Dezember 2000

Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor

Forschungszentrum Karlsruhe GmbH
Postfach 3640, 76021 Karlsruhe

Mitglied der Hermann von Helmholtz-Gemeinschaft
Deutscher Forschungszentren (HGF)

ISSN 0947-8620

Forschungszentrum Karlsruhe
Technik und Umwelt
Wissenschaftliche Berichte
FZKA 6552

**Die innere Optimierung der Bäume als Vorbild für
technische Faserverbunde - eine lokale Approximation***

Konrad Götz

Institut für Materialforschung

*Von der Fakultät für Maschinenbau der Universität Karlsruhe (TH) genehmigte
Dissertation

Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe
2000

Die innere Optimierung der Bäume als Vorbild für technische Faserverbunde - eine lokale Approximation

Zusammenfassung

Festigkeitsuntersuchungen an grünem Holz in Verbindung mit makroskopischen und mikroskopischen holzanatomischen Untersuchungen zeigten Mechanismen auf, die einem möglichen Materialversagen von Bäumen an vermeintlichen Schwachstellen entgegenwirken. Der Zusammenhang zwischen Belastung im Baum, Holzanatomie und lastabhängiger Festigkeitsverteilung gibt einen Einblick in die Optimierung der inneren Baumstruktur. Zusammen mit dem Schubspannungsfreien Arrangement der Längsfasern und der optimalen Verteilung von Eigenspannungen stellt die innere Optimierung der Bäume eine ideale Ergänzung zu der bekannten, äußeren Gestaltoptimierung von biologischen Kraftträgern dar. Die Natur liefert somit eine wertvolle Hilfestellung zur Verbesserung der mechanischen Eigenschaften von Faserverbundwerkstoffen. Durch das Verständnis der inneren Optimierung von Bäumen konnte das Kerbverhalten von Faser-Kunststoffverbunden, anhand einer lokalen Approximation des optimalen Faserverlaufs nach dem Vorbild der Natur, signifikant verbessert werden.

The internal Optimization of Trees as a Model for Technical Fibre Reinforced Composites - a local Approximation

Abstract

Studies on the strength of green wood in combination with macroscopic and microscopic studies of wood anatomy indicated connections which oppose a probably failure of material in supposed weak spots.

The interaction between loading in trees, wood anatomy and load controlled stress distribution examine the optimization of the internal structure of trees.

Together with the zero shearstress arrangement of fibres in direction of the grain and the optimum distribution of residual stresses, the internal optimization appears to be an ideal completion to the known external shape optimization of biological load carriers.

Nature provides therefore a valuable support to improve the mechanical behaviour of fibre reinforced composites. In case of the understanding of the internal optimization of trees, there was a significant improvement on the notch behaviour of fibre composites through a local approximation of the ideal fibre course that nature serves as a model.

1 Einleitung	1
2 Grundlagen	4
2.1 Anatomie und mechanische Eigenschaften des Holzes	5
2.1.1 Der makroskopische Aufbau von Holz	5
2.1.2 Der mikroskopische Aufbau von Holz	6
2.1.3 Mechanische Eigenschaften des Holzes	9
2.1.4 Das biomechanische Ersatzmodell für den Aufbau von Holz	11
2.2 Aufbau von technischen Faserverbundwerkstoffen (FVW)	12
2.2.1 Matrixwerkstoffe	12
2.2.2 Faserwerkstoffe	14
2.2.2 FKV-Werkstoffe	21
3 Material und Methoden	28
3.1 Die Spannungs-, Dehnungs- und Versagensanalyse von Strukturen	28
3.1.1 Die Elastizitätstheorie	29
3.1.2 Die Kontinuumstheorie	32
3.1.3 Die Versagensanalyse von Faserverbunden unter statischer Belastung	34
3.2 Computer Aided Internal Optimization (CAIO)	39
3.3 Der Fractometer III	42
4 Die innere Optimierung der Bäume	46
4.1 Festigkeitsverteilungen an geraden defektfreien Stämmen	46
4.2 Festigkeitsuntersuchungen an defektfreien Stämmen in longitudinaler Richtung ...	52
4.3 Untersuchung zur Festigkeitsverteilung in Wurzelanläufen	55
4.4 Untersuchung zur Festigkeitsverteilung in einer schiefstehenden Buche	59
4.4.1 Holzanatomische Untersuchung	60
4.4.2 Festigkeitsuntersuchungen mit dem Fractometer III	72
4.4.3 Numerische Untersuchung zur inneren Optimierung der Bäume	76
4.4.3.1 Modellgenerierung	78
4.4.3.2 Schwert-Scheide-Verbindung	80
4.4.3.3 Gewölbehypothese	86
4.4.3.4 Kombination von Schwert-Scheide-Verbindung und Gewölbehypothese .	88
5 Lastgerechte Faserverbunde - eine lokale Approximation	89
5.1 Technisches Holz nach dem Vorbild der Natur	89
5.2 Die Multilinearisierungs-Methode	93
6 Zusammenfassung	110
7 Literatur	114

1 Einleitung

Von biologischen Kraftträgern lernen und das so erhaltene mechanische Wissen in technische Anwendungen umsetzen, lautet die Kurzformel zur Beschreibung der Biomechanik, einer Forschungsrichtung an der Schnittstelle zwischen Biologie und Technik.

Viele technische Produkte erreichen nur einen Bruchteil der Komplexität und Perfektion einer einfachen, biologischen Struktur. Dies mag zwar zu einem großen Teil auf mangelndes Wissen zurückzuführen sein, liegt aber zu einem großen Teil auch daran, dass die Entwicklung von Produkten heute vielfach weniger von technischen als vielmehr von wirtschaftlichen Rahmenbedingungen bestimmt wird: Hoher Konkurrenzdruck führt zu fallenden Preisen und sinkenden Margen. Unternehmen reagieren mit Einsparungen in den Herstellungs- und Entwicklungskosten und immer kürzeren Produktzyklen. Nur, was wirtschaftlich kurzfristig Sinn macht, kann langfristig sogar schädlich sein. Viele Unternehmen kämpfen heute mit den Folgen von Produktmängeln und dem Vorwurf der geplanten Obsoleszenz ihrer Produkte. Eine langfristig sinnvolle und ökologisch verträgliche Produktentwicklung wird mehr und mehr zu einem wesentlichen Differenzierungsmerkmal und Wettbewerbsvorteil.

Mit der Entwicklung der Biomechanik als neuer Wissenschaft, die zum Ziel hat, in der Natur beobachtbare Strukturen und Funktionen in die Technik umzusetzen, wurde eine Möglichkeit eröffnet, solche Entwicklungen auch zu finanzieren. Denn wie langfristig angelegte Entwicklungen aussehen können, zeigt uns quasi kostenlos die Natur.

Wo Menschen gegen Wettbewerb, Kosten und die Zeit forschen und entwickeln, hat die Natur den eindeutigen Vorteil, dass sie sich im Laufe von Jahrtausenden entwickeln konnte, optimal angepasst an ihre jeweilige Umgebung, allein geleitet durch Funktionsprinzipien und nicht durch Bilanzergebnisse.

Der Baum steht als typisches Beispiel für diese Art der Entwicklungsexzellenz: eine natürliche Holzkonstruktion, die bei minimalem Materialaufwand größte Stabilität gewährleistet und Energie aus Sonnenlicht produziert.

Durch die Einführung des Begriffs Biomechanik in die Wissenschaft, mit dem Ziel, in der Natur zu beobachtende Strukturen und Funktionen in die Technik umzusetzen, wurde ein immer größer werdendes Interesse an „natürlichen Konstruktionen“, auch im klassischen Maschinenbau, geweckt. Grundlegende Arbeiten im Bereich der Designfindung und Bauteiloptimierung nach diesem Prinzip wurden von Prof. Dr. Claus Mattheck am Institut für Materialforschung II des Forschungszentrums Karlsruhe gemacht. In seinen Arbeiten spielen Knochen und besonders Bäume als Designlehrmeister eine maßgebliche Rolle.

Die dort durchgeführten, detaillierten Untersuchungen von biologischen Kraftträgern in Labor- und Feldstudien führten zu einem besseren Verständnis für deren Aufbau und Funktion. Das hierbei gefundene, grundlegende Bauprinzip für mechanisch beanspruchte Strukturen konnte von MATTHECK (1997) als das *Axiom der konstanten Spannung* formuliert und anhand zahlreicher Beispiele verifiziert werden. Dieses Axiom besagt, dass im zeitlichen Mittel auf der Bauteiloberfläche überall die gleiche Spannung wirkt, wodurch die Belastung im Bauteil "gerecht" verteilt ist. Ein Maschinenbauteil, das man durch adaptives Wachstum mit einer möglichst gleichmäßigen Spannungsverteilung konstruiert, besitzt weder Soll-Bruchstellen aufgrund lokal überhöhter Spannungen, noch verschwendetes Material in nicht ausgelasteten Bereichen. Es ist im wahrsten Sinne des Wortes ein biologisches Design, ultraleicht und hochfest.

Basierend auf der Finiten-Elemente-Methode (FEM) wurden - gemäß den Mechanismen der biologischen Selbstoptimierung - Computeralgorithmen entwickelt, die es ermöglichen technische Bauteile optimal zu gestalten. Die CAO-Methode (**C**omputer **A**ided **O**ptimization) bewirkt eine gleichmäßiger verteilte Spannung auf der Bauteiloberfläche und steigert dadurch die Lebensdauer des optimierten Bauteils um ein Vielfaches gegenüber der des nicht optimierten Bauteils [MATTHECK, 1990]. Die SKO-Methode (**S**oft **K**ill **O**ption) entfernt nichttragende Bauteilbereiche - hierdurch werden Bauteile leichter, bei gleichbleibender Festigkeit [BAUMGARTNER et al., 1992]. Die CAIO-Methode (**C**omputer **A**ided **I**nternal **O**ptimization) legt das Faserarrangement in Faserverbund-Werkstoffen entlang des Kraftflusses. Hierdurch werden versagensrelevante Schubspannungen zwischen den Fasern minimiert [KRIECHBAUM et al., 1994], [REUSCHEL, 1999].

Während mit der CAO- und der SKO-Methode diese Optimierungsmechanismen der Natur in die industrielle Technik übertragen werden konnten, wurde eine Umsetzung der CAIO-Methode von der Industrie bis heute noch nicht vollzogen. Für eine wirtschaftliche Produktion von Faserverbundwerkstoffen - nach einer Verteilungsoptimierung der Faseranordnung mit Hilfe der CAIO-Methode - ist eine dafür erforderliche Fertigungstechnologie noch nicht verfügbar.

Im Rahmen dieser Arbeit sollen daher technische Faserverbunde nach dem Vorbild der Bäume, die ihre Holzfasern an jedem beliebigen Ort lastgerecht ausrichten, für definierte Betriebsbelastungen konstruiert werden. Vor dem Hintergrund einer technischen Realisierbarkeit sollen hierbei die Optimierungsprinzipien der Natur in die Technik übertragen werden.

Weiterhin soll die Erforschung der Innenarchitektur der Bäume bisher noch unbekannt Optimierungsmechanismen im Holz aufzeigen. Hierfür werden insbesondere die holzanatomische Realisierung der im Baum vorherrschenden, lokalen Festigkeitsmaxima untersucht. Diese makro- und mikrobiomechanischen Untersuchungen zur Selbstoptimierung der Bäume können zu neuen Anregungen für den Entwurf von technischen Konstrukten führen.

Aufbau der Arbeit

In dem folgenden Kapitel 2 werden zunächst die Grundlagen der biomechanischen Untersuchungen erklärt. Es werden sowohl die biologischen Grundlagen der Holzanatomie als auch die physikalischen Grundlagen der technischen Faserverbundwerkstoffe beschrieben.

In Kapitel 3 werden theoretische und praktische Methoden erläutert, die bei den Untersuchungen zum Thema "Holz als Vorbild für technische Faserverbunde" verwendet wurden. Von den numerischen Methoden die in dieser Arbeit Anwendung finden, werden die Grundlagen der Spannungs-Dehnungs-Analyse, der Elastizitätstheorie, der Kontinuums-theorie, der Versagensanalyse von Faserverbunden und der CAIO-Methode so ausführlich erläutert, wie es zum Verständnis der Arbeit erforderlich ist. Abschließend wird auf die Festigkeitsbestimmung von grünem Holz mit dem Fractometer III eingegangen.

In Kapitel 4 werden die Ergebnisse der Untersuchungen zur inneren Optimierung der Bäume dargestellt. Den Ermittlungen von Festigkeitsverteilungen und Festigkeitsrelationen in geraden und defektfreien Stämmen von Laub- und Nadelbäumen folgt eine

Gegenüberstellung der Festigkeitsverteilungen und Festigkeitsrelationen in nichtgeraden Baumstämmen. Beispiele hierfür sind der Wurzelanlauf als besonders hoch belasteter Baumbereich und der schiefstehende, gekrümmte Baum. Untersucht wird, inwieweit Bäume lastgesteuert ihre Festigkeiten variieren und wie die auftretenden Festigkeitsmaxima holzanatomisch realisiert werden. Anschließend werden diese makro- und mikro-mechanischen Untersuchungen zur Selbstoptimierung von Bäumen diskutiert.

In Kapitel 5 werden, mit dem Ziel, das Kerbverhalten von multidirektionalen FV-Werkstoffen zu verbessern, sowohl die numerischen Untersuchungen mittels FE-Modellen mit unterschiedlichen Materialkennwerten, als auch die praktischen Experimente an Glasfaser-Prototypen beschrieben und diskutiert.

Kapitel 6 fasst die Ergebnisse dieser Arbeit in übersichtlicher Form zusammen.

2 Grundlagen

In vielen technischen Bereichen werden Flächentragwerke häufig durch linienhafte, regelmäßig angeordnete Elemente versteift oder verstärkt. Zu solchen Verstärkungen gehören u.a. integral gefertigte Platten und Schalen mit Längs-, Quer-, Kreuz- oder Waffelverrippungen, sowie Schichtlaminaten in Faserverbundbauweise. Solche Verstärkungen führen zu einer wesentlich höheren Biegesteifigkeit, höheren Festigkeitswerten und größeren Stabilität des Bauteils [WIEDEMANN, 1996].

Die Auslegung von Laminaten in Faserverbundbauweise und von faserverstärkten Kunststoffen (FK) unterscheidet sich grundsätzlich von der Auslegung metallischer Bauteile. Der Konstrukteur, der bisher mit metallischen, isotropen (richtungsunabhängigen) Materialien gearbeitet hat, muss bei anisotropen (richtungsabhängigen) Fasermaterialien seine Konstruktionsmethoden ändern bzw. ablegen.

Die hohe gewichtsbezogene Festigkeit und Steifigkeit der Faserverbundwerkstoffe gegenüber diesen metallischen bzw. keramischen Werkstoffen kann nur genutzt werden, wenn die Anisotropie des Faserverbundes berücksichtigt wird. Die Ursache liegt in den anisotropen Elastizitäts- und Festigkeitseigenschaften der Faserverbundwerkstoffe (FVW), die es notwendig machen, den Faserverlauf möglichst so zu gestalten, dass dieser mit dem herrschenden Kraftfluss im Bauteil übereinstimmt [HINZ, 1999a].

Grundlegende Arbeiten zur Verwendung von Faserverbundwerkstoff-Komponenten in hochbeanspruchten Bauteilen wurden am Deutschen Zentrum für Luft- und Raumfahrt e.V. in Stuttgart durchgeführt. Die Forderung der Luftfahrtindustrie nach Materialien mit hohen Steifigkeiten und Festigkeiten bei geringem, spezifischen Gewicht kann als Motor dieser Werkstoffentwicklung angesehen werden. Daneben leisteten die Segelflugzeugbauer, die an materialeinsparendem Leichtbau besonders interessiert sind, wichtige Pionierarbeiten. In Segelflugzeugen sind FVW seit 1957 serienmäßig im Einsatz. Gerade die Segelflugzeugbauer waren es, die einen adäquaten Ersatz für ihren Grundwerkstoff, das Holz, suchten.

Die Hängegleiter von Otto Liliental (1848-1896) bestanden aus mit Wachstuch bespanntem Weidenholz und wurden allein durch Gewichtsverlagerung gesteuert. Die baumwollbespannten Fluggeräte in Holzbauweise wichen den Segelflugzeugen in Gemischtbauweise. Bis Ende der 70-er Jahre wurden viele Segelflugzeuge in Holzbauweise mit einer Segeltuchbespannung und Stahlrohren hergestellt (Abb. 2.1 und Abb. 2.2).



Abbildung 2.1:
Segelflieger SG 38 aus dem Jahr 1923,
Hersteller: Fa. Schneider-Rehberg
Spitzname: Schädelspalter [MÜLLER, 2000].

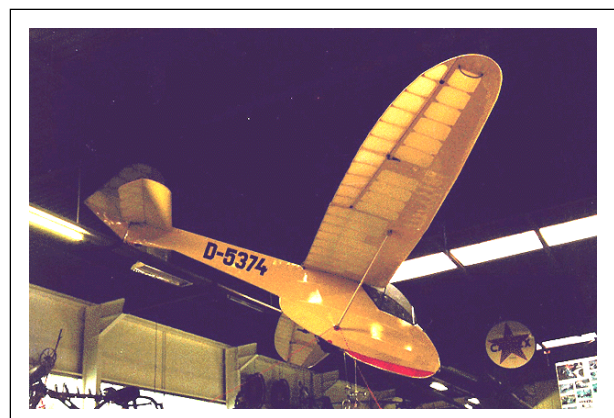


Abbildung 2.2:
Segelflieger Doppelraab IV aus dem Jahr
1950, Hersteller: Wolf Hirth Flugzeugbau
Auto und Technik Museum Sinsheim
[WILBERG, 1997].

Auch in der heutigen Zeit wird Holz mit seinen sehr guten gewichtsspezifischen, mechanischen Eigenschaften im High-Tech-Segelflugzeugbau verwendet.

Holz kann nicht nur als das Vorbild der frühen FK-Forschung angesehen werden, sondern wird häufig in minderbelasteten Bereichen im Rumpf und als Abstandhalter zwischen Tragflächenober- und -unterseite eingesetzt.

Im Folgenden wird die Anatomie des Holzes und der Aufbau von faserverstärkten Kunststoffen behandelt. Mit beiden Werkstoffen können hochfeste Bauteile mit geringem Gewicht realisiert werden. Der Energieaufwand für den Einsatz bzw. den Betrieb von solchen Leichtbaukonstruktionen ist dadurch sehr niedrig im Vergleich zu den herkömmlichen Stahlkonstruktionen. Deshalb zählen Faserverbundwerkstoffe und Holz zu den "modernen", umweltschonenden Werkstoffen.

2.1 Anatomie und mechanische Eigenschaften des Holzes

Holz ist der bestoptimierte Faserverbundwerkstoff der Welt. Es besteht aus einer Vielzahl von verschiedenartigen Bestandteilen, die der Festigkeit, dem Stoffwechsel, der Speicherung von Nährstoffen und der Versorgung des Baumes dienen.

2.1.1 Der makroskopische Aufbau von Holz

In Abbildung 2.3 ist ein Schnitt durch einen Baumstamm schematisch dargestellt. Als Kambium wird die Zellschicht bezeichnet, welche Holzzellen bildet. Es produziert zur Mitte des Stammes Holzzellen und nach außen, zur Borke hin, Bastzellen. Im Frühjahr werden in der Regel großporige (weitleumige), dünnwandige Holzzellen (Frühholz) und im Spätjahr englumige, dickwandige Zellen (Spätholz) gebildet. Durch das Frühholz fließt der erhöhte Wasserbedarf während der warmen Jahreszeit. Das Spätholz dagegen dient der Festigkeit des Baumes [KOLLMANN, 1982]. Unabhängig von der Produktion von Frühholz bzw. Spätholz durch das Kambium wird das Holz auch in Splintholz und Kernholz gegliedert. Im Splintholz befinden sich die Wasserleitbahnen des Baumes, es ist aus lebenden Zellen aufgebaut. Das Kernholz übernimmt vornehmlich Stützfunktion, seine Zellen sind abgestorben.

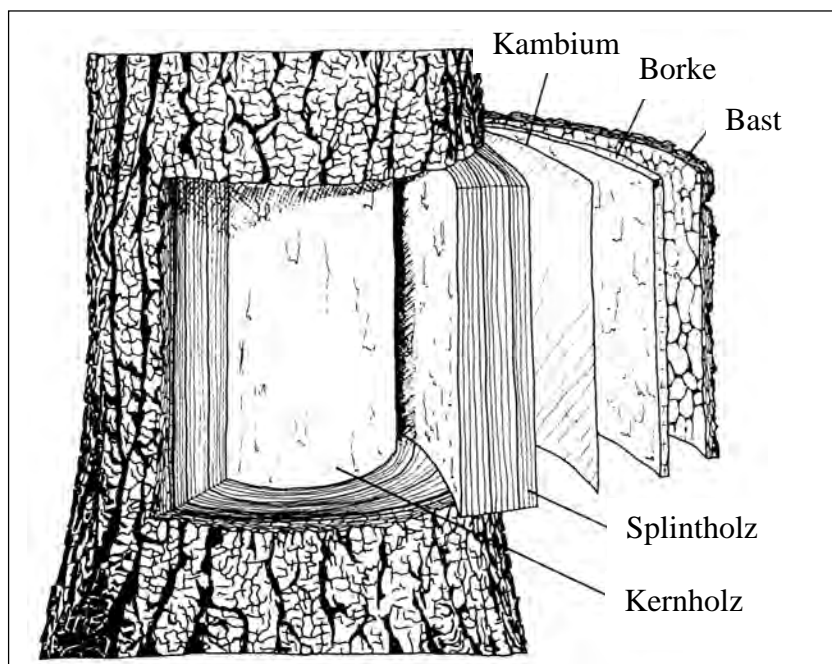


Abbildung 2.3:
Schematische Darstellung
des makroskopischen Auf-
baus von Holz
[BRAUN, 1998].

Neben den parallel zur Stammachse, axial verlaufenden Zellen, produziert das Kambium noch Holzstrahlen. Hierbei handelt es sich um Zellen, die prinzipiell in radialer Richtung gestreckt sind, also vom Stamminnern nach außen verlaufen. Man spricht deshalb auch von „liegenden“ Zellen.

Im Zentrum des Stammes befindet sich das Mark. Es besteht aus einfachen Grundgewebezellen, den sog. Parenchymzellen. Holzstrahlen, die von Anfang an gebildet werden, nennt man primäre Holzstrahlen. Sie verbinden das Mark mit dem Bast. Holzstrahlen, die später gebildet werden, nennt man sekundäre Holzstrahlen. Sie beginnen irgendwann im Holzkörper, also ohne mit dem Mark in Kontakt zu sein und verlaufen radial nach außen bis zum Bast.

In Abbildung 2.4 ist ein Buchenwürfel (ca. 10 mm x 10 mm x 13 mm) dargestellt. Im Querschnitt sind die radial verlaufenden Holzstrahlen zu erkennen. Im Tangentialschnitt ist die Spindelform der Holzstrahlquerschnitte ersichtlich. Die Holzstrahlen dienen sowohl der Speicherung und Versorgung des Holzes mit Nährstoffen vom Bast her als auch der Festigung des Holzes in radialer Richtung.

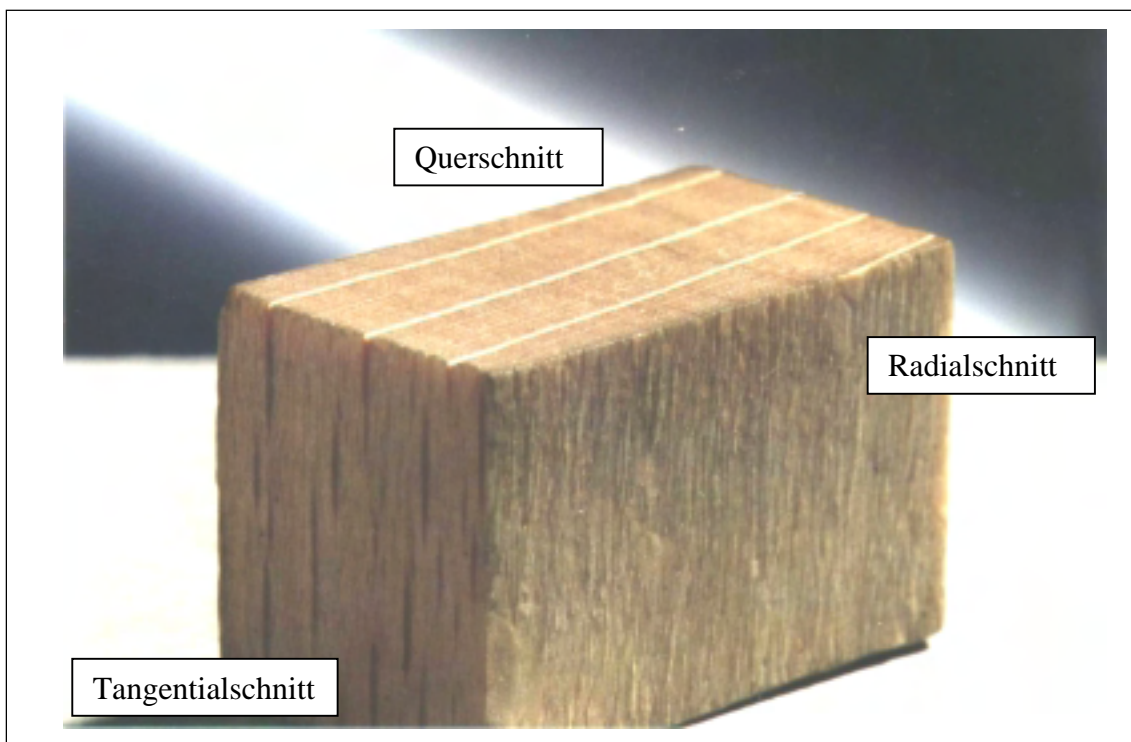


Abbildung 2.4: Der Buchenwürfel und seine Schnittebenen.

2.1.2 Der mikroskopische Aufbau von Holz

Zellulose stellt die Gerüstsubstanz der Holzfasern dar. Fadenförmige Zellulosemoleküle lagern sich zu sogenannten Mikrofibrillen zusammen, die schraubenförmig in der Zellwand verlaufen. Durch diese „Schraubentextur“ lassen sich die Fibrillen wie Spiralfedern auseinanderziehen. Sie zeichnen sich durch eine hohe Zugfestigkeit in Faserlängsrichtung aus.

Der Verholungsstoff Lignin lagert sich in die Zwischenräume der Fibrillen ein und sorgt für die hohe axiale Druckfestigkeit des Holzes [BRAUN, 1998].

Das Holz der Laubbäume unterscheidet sich erheblich von dem der Nadelbäume. Bei den evolutionsgeschichtlich älteren Nadelhölzern wird sowohl die Festigkeits- als auch die Leitungsfunktion von nur einer Zellart, den Tracheiden, übernommen. Hierbei handelt es sich um faserartige, langgestreckte Zellen. Diese werden im Frühjahr besonders weitlumig gebildet, damit der erhöhte Bedarf an Wasser und Nährstoffen zur Ausbildung der Krone gedeckt werden kann. Am Ende der Vegetationsperiode werden die Zellen englumiger und dickwandiger,

die Festigkeitsfunktion überwiegt. Der Übergang von Spät- zu Frühholz ist als Jahresringgrenze sichtbar (Abb. 2.5). Bei Nadelhölzern sind Holzstrahlen mehrere Zellen hoch, jedoch nur eine Zelle breit. Befinden sich radiale Harzkanäle im Holzstrahl, können die Holzstrahlen mehrreihig sein [ALBRECHT, 1995].

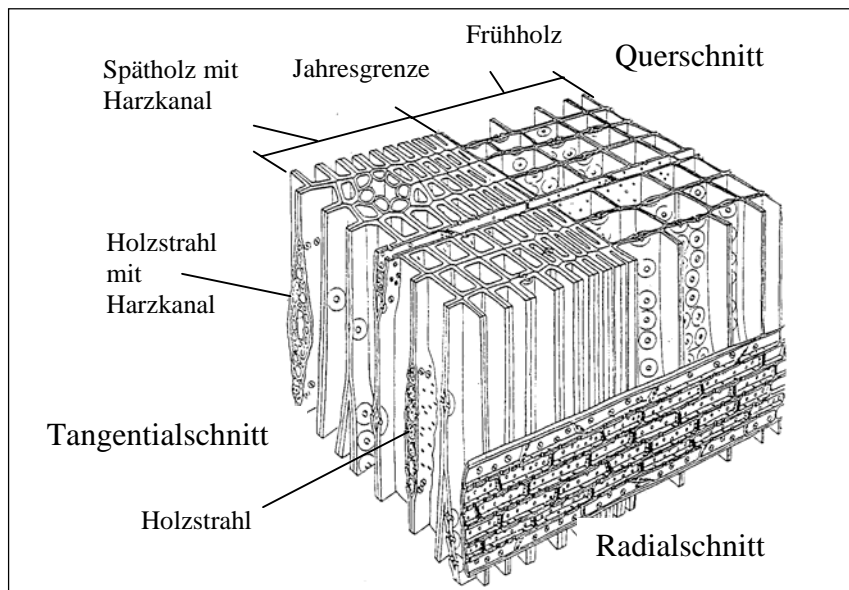


Abbildung 2.5:
Schematischer Aufbau
von Nadelholz
[SCHWEINGRUBER, 1990].

Bei den Laubhölzern entwickelten sich im Gegensatz zu den Nadelhölzern unterschiedliche Zellen, die spezifische Aufgaben erfüllen: Tracheen, Tracheiden und axiales Parenchym. Die Tracheen übernehmen die Wasserleitungsfunktion, die Tracheiden (Holzfaser) übernehmen die Festigkeitsfunktion (Abb. 2.6). Axiales Parenchym tritt nur in Laubhölzern auf und dient der Speicherung von Nährstoffen (hier nicht abgebildet).

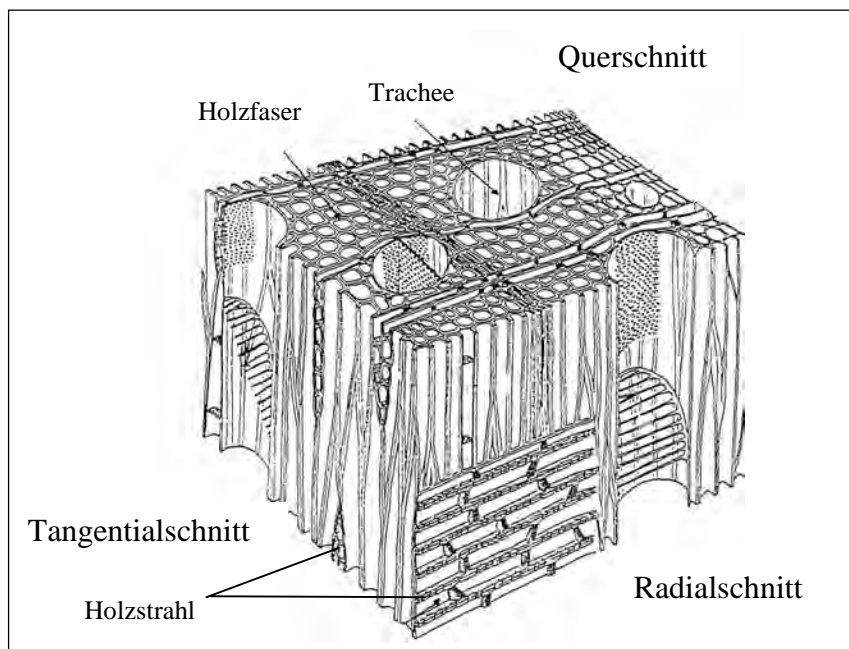


Abbildung 2.6:
Schematischer Aufbau
von Laubholz
[SCHWEINGRUBER, 1990].

Die verschiedenen Laubbaumarten können aufgrund ihrer verschiedenen Tracheenanordnung und -größe oder aufgrund ihrer Holzstrahlgröße klassifiziert werden.

Tracheen sind axial, d. h. in Stammlängsrichtung verlaufende, rundliche Gefäße. Diese röhrenförmige Gefäße, auch Lumina genannt, erscheinen im Querschnitt als rundliche Poren. Die Größe dieser Lumina wird in zwei Größenordnungen unterteilt. Gefäße über 100 µm Durchmesser, sogenannte makropore Gefäße, deren Gefäßdurchmesser sogar bei 400 - 600 µm liegen kann. Gefäße deren Durchmesser nicht größer als 100 µm ist, werden als mikropore Gefäße bezeichnet. Mikro- und makropore Gefäße können regellos im Holz verteilt sein, so dass man von zerstreut-mikroporen oder von zerstreut-makroporen Holz spricht (Bild 2.7 b). Bei manchen Baumarten wie Eiche, Esche und Robinie findet man im Frühholz makroporige und im Spätholz mikroporige Gefäße. Diese besondere Anordnung der Gefäße wird als cyclopor oder auch ringporig bezeichnet (Bild 2.7 a) [SCHWEINGRUBER, 1990].

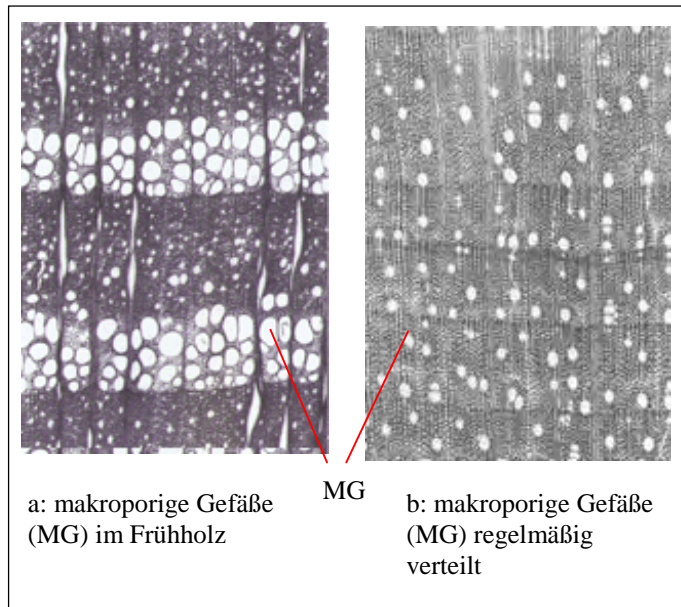


Abbildung 2.7:

Darstellung von Laubholz mit makroporigen Gefäßen. Querschnitt mit ca. 40-facher Vergrößerung [SCHWEINGRUBER, 1990].

Holzstrahlen sind radial verlaufende Zellen. Wie Tracheen, bzw. deren Porengröße kann der Volumenanteil von Holzstrahlen im Verhältnis zum Gesamtvolumen des Holzes ein weiteres Unterscheidungskriterium für Baumarten darstellen. Der Volumenanteil der Holzstrahlen liegt im Nadelholz zwischen 4 % und 12 %, im Laubholz hingegen schwankt er sogar zwischen 1,2 % und 50 % [KOLLMANN, 1982]. Die Diskrepanz dieser Spannweite ist in Abbildung 2.8 dargestellt. In dieser tangentialen Ansicht ist vor allem die Breite der Holzstrahlen von Bedeutung.

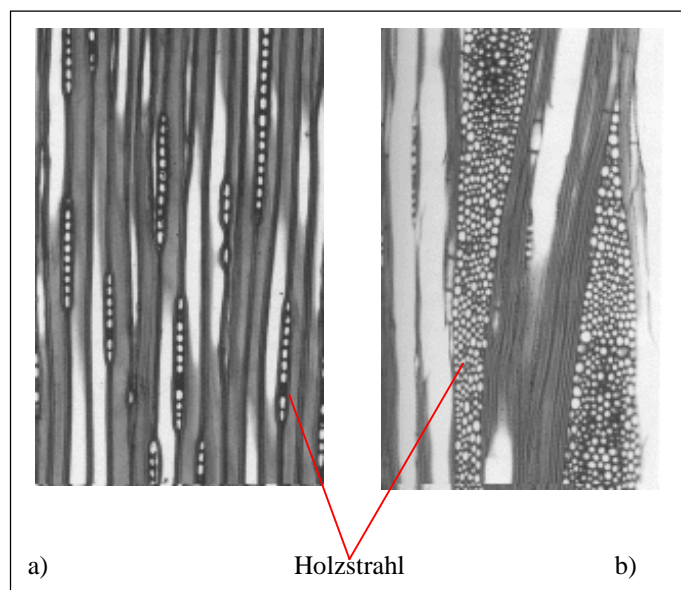


Abbildung 2.8:

Darstellung von Holzstrahlen. Tangentialschnitte mit ca. 100-facher Vergrößerung
 a: Einreihige, niedere Holzstrahlen der Tanne.
 b: Mehrreihige, hohe Holzstrahlen der Rotbuche.
 [SCHWEINGRUBER, 1990].

Die Breite und Höhe der Holzstrahlen wird in Anzahl der Zellen, die neben- bzw. übereinander liegen, ausgedrückt. Die Breite der Holzstrahlen wird nach SCHWEINGRUBER (1990) unterteilt in:

einreihig, ein- bis zweireihig, zwei- bis dreireihig, drei- bis fünfreihig, mehr als fünfreihig und vielreihig.

Die Höhe der Holzstrahlen wird in zwei Bereiche unterteilt. Holzstrahlen mit weniger als zehn Zellen werden als niedrige, Holzstrahlen mit mehr als zehn Zellen als hohe Holzstrahlen bezeichnet. In der Regel sind breite Holzstrahlen höher als schmale.

2.1.3 Mechanische Eigenschaften des Holzes

Die drei Hauptfunktionen des Holzes sind Festigkeit, Wasserleitung und Nährstoffspeicherung. Jeder Baum ist unterschiedlichen Umwelteinflüssen wie Licht-, Wasser- bzw. Nährstoffangebot ausgesetzt. Verschiedene mechanische Belastungen wie Wind, Schneelast oder schiefer Wuchs erfordern verschiedene Widerstandskräfte.

Der Baum ist stets bemüht, einen Kompromiss zwischen Festigkeit, Wasserleitung und Nährstoffspeicherung einzugehen. Je nach Standort kann der Baum die eine oder andere Hauptfunktion etwas vernachlässigen oder fördern. Das für den Baum optimale Verhältnis dieser drei Hauptfunktionen bestimmt das Erscheinungsbild jedes einzelnen Baumes und die mechanischen Eigenschaften des Holzes. Daneben wirken auch genetisch bedingte, erbliche Anlagen auf die Gestalt des Baumes und dessen Holzeigenschaften ein.

Somit ist für das Holz eine nahezu völlige Gleichmäßigkeit der mechanischen Eigenschaften, wie es bei technisch erzeugten Werkstoffen wie Metallen oder Kunststoffen der Fall ist, nicht zu erwarten. Daneben ist im Gegensatz zu den technisch hergestellten Werkstoffen der Produktionsprozess bzw. das Wachstum des Holzes kaum von außen steuerbar.

Die spezielle innere Struktur des Holzes, mit Fasern in axialer und in radialer Richtung (Holzstrahlen) sorgt für anisotrope Materialeigenschaften. Näherungsweise kann von orthotropen Materialeigenschaften ausgegangen werden, wobei der Stamm als ein Zylinder mit axialen, radialen und tangentialen Orthotropieachsen betrachtet werden kann.

Der überwiegende Anteil der Holzmasse besteht aus vertikal, d.h. parallel zur Stammlängsachse angeordneten Tracheiden. Diese toten, langgestreckten Zellen mit dicken, verholzten (lignifizierten) Zellwänden sind für die Festigkeit des Baumes verantwortlich. Bedingt durch diesen faserförmigen Aufbau des Holzes gibt es sehr große Unterschiede im E-Modul bzw. in den Festigkeiten parallel und senkrecht zur Faserorientierung. In Faserrichtung sind Festigkeit und Steifigkeit am größten.

Von BAUMANN (1922) stammen die Ergebnisse der Zugfestigkeitsuntersuchungen für Tannen- und Lindenholz (Abb. 2.9). Er untersuchte den Einfluss der Faserorientierung und der Zugfestigkeit. Bei einer Winkelabweichung von 15° sinkt die Zugfestigkeit auf beinahe die Hälfte ihres Maximalwertes. Bei einem Faser-Last-Winkel von 90° entsprechen die Werte den Querkzugfestigkeiten der jeweiligen Hölzer, wobei in dieser Arbeit der Unterschied zwischen radialer und tangentialer Querkzugfestigkeit nicht berücksichtigt wird. Die radiale Querkzugfestigkeit fällt nach KOLLMANN (1982) um so höher aus, je mehr Holzstrahlen im Holz enthalten sind (z. B. Eiche). Ähnlich den Zugfestigkeiten verhält es sich mit den Zug-E-Moduln. NIEMZ (1993) beschreibt in seinem Werk das Verhältnis der E-Moduln in grober Näherung in axialer zu radialer zu tangentialer Richtung bei Nadelholz wie 20:1,7:1 und bei Laubholz wie 13:1,7:1. Detaillierte, artspezifische Angaben können entsprechenden Tabellen entnommen werden, z. B. [LAVERS, 1983], [WAGENFÜHR und SCHEIBER, 1996], [U.S. DEPARTMENT OF AGRICULTURE: FOREST SERVICE, 1987].

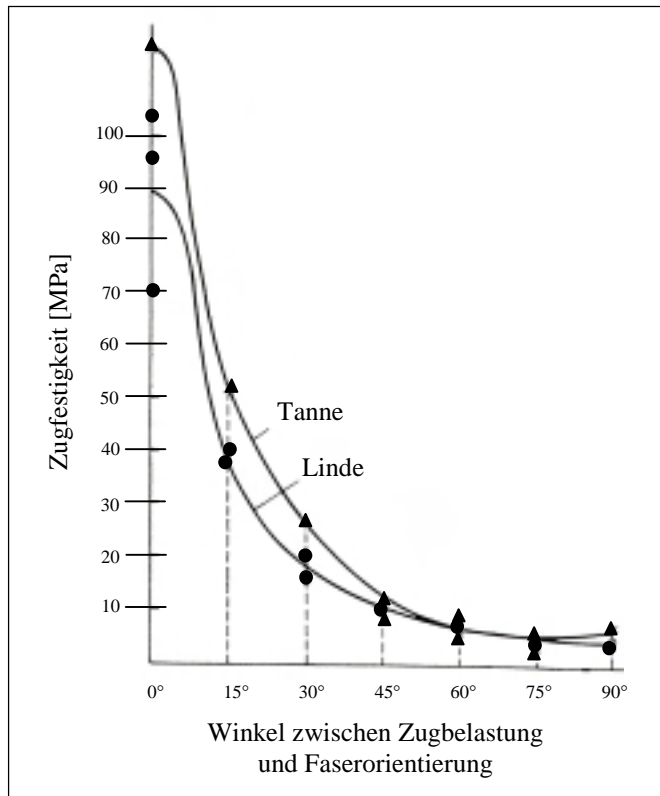


Abbildung 2. 9:
Zusammenhang zwischen Zugfestigkeit
und Faserorientierung von Tannen- und
Lindenholz [KOLLMANN, 1982].

Innerhalb einer Wachstumsperiode unterscheiden sich die lokalen Eigenschaften des Holzes signifikant. Die Dichte, die Festigkeit und der Elastizitätsmodul von Spätholz ist wesentlich größer als von Frühholz. Deshalb sind das Verhältnis von Spätholz zu Frühholz einer zu untersuchenden Holzprobe und die Jahresringbreite wesentliche, strukturelle Einflussfaktoren verschiedener mechanischer Eigenschaften von Holz.

Bei der Ermittlung von Festigkeitskenngrößen muss diesem Umstand Rechnung getragen werden. Nur eine Vielzahl von Einzelmessungen und eine geeignete, auf den jeweiligen Lastfall abgestimmte Probengeometrie führt zu sinnvollen Messergebnissen.

Daneben hat der Feuchtegehalt des Holzes einen wesentlichen Einfluss auf die Materialeigenschaften (Abb. 2.10).

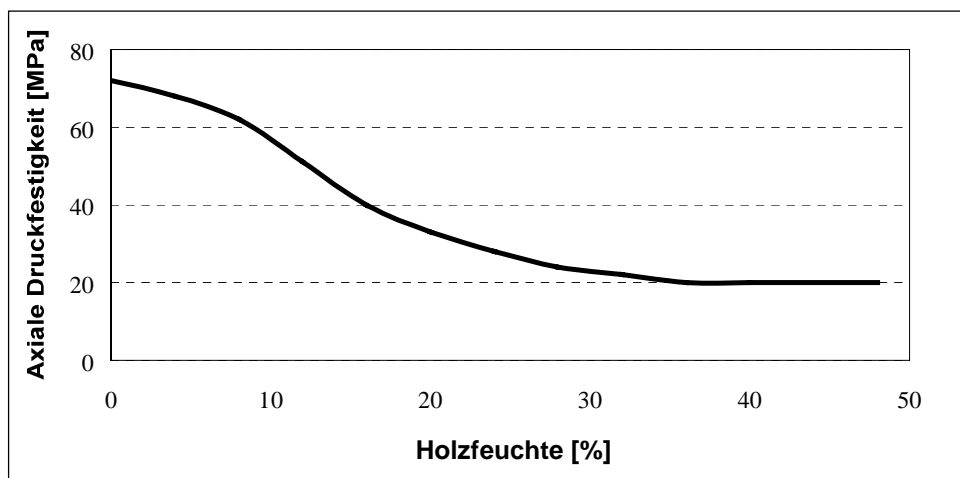


Abbildung 2.10: Abhängigkeit der axialen Druckfestigkeit von der Holzfeuchte bei Kiefernholz nach [BAUMANN, 1922].

Trocknet man eine Probe vom übersättigten grünen Zustand des Holzes bis zum Fasersättigungspunkt der jeweiligen Holzart, ändert sich die Druckfestigkeit des Holzes nicht. Der Fasersättigungspunkt schwankt je nach Holzart zwischen 22 % und 35 % Feuchtigkeit. Der Feuchtegehalt eines grünen Baumes liegt weit oberhalb des Fasersättigungspunktes.

Senkt man den Feuchtegehalt der Probe unterhalb des Fasersättigungspunktes, ist ein deutlicher Anstieg der Druckfestigkeit erkennbar. Dementsprechend wird zwischen der biologischen Festigkeit, d.h. der Festigkeit im saftfrischen, grünen Holz und der technischen Festigkeit, d.h. von lufttrockenem Holz unterschieden [KLAUDITZ, 1952].

Es gibt nur sehr wenige Angaben über Festigkeiten von grünen Hölzern. Diese können auch nur bedingt als "Festigkeit eines Baumes bzw. einer Baumart" betrachtet werden, da die Standorteinflüsse (Wasser-, Nährstoff- und Lichtverhältnisse sowie verschiedene mechanische Belastungen wie Wind- bzw. Schneelast) und somit der Gradient der jeweiligen Festigkeit innerhalb eines Baumes deutlich variieren. Daneben müssen auch Wachstumsspannungen im grünen Baum berücksichtigt werden, die einem möglichen Versagen entgegen wirken können.

2.1.4 Das biomechanische Ersatzmodell für den Aufbau von Holz

Die Einschätzung der Werkstoffkennwerte von Holz ist schwierig. Der globale Elastizitätsmodul und die Querkontraktion ν können im Allgemeinen durch Versuche ermittelt werden. Es ist aber bisher noch nicht gelungen, einen Holzstrahl, eine einzelne Holzfaser oder einzelne Bereiche einer Holzfaser für Versuche unbeschadet aus seiner bzw. ihrer Umgebung zu isolieren. Das von Mattheck entwickelte biomechanische Ersatzmodell von Holz veranschaulicht stark vereinfacht den lastgerechten Aufbau von Holz.

Von maßgeblichem mechanischen Interesse sind die beiden Hauptbestandteile der Holzfasern, die Cellulose und das Lignin. In Abbildung 2.11 ist ein Segment eines Jahresringes von ringporigem Holz schematisch dargestellt. Es enthält große Gefäße im Frühholz und dickwandige Holzfasern, die eigentlich tragenden Holzzellen im Spätholz.

Der Aufbau einer Holzfaser kann von außen nach innen wie folgt beschrieben werden:

- Die Mittellamelle aus Pektin. Sie verklebt die Holzzellen untereinander;
- Die ligninreiche Primärwand;
- Die cellulosereiche Sekundärwand.

Die Holzfasern verlaufen um die spindelförmigen Holzstrahlen. Auch Holzstrahlen sind teils aus cellulosereichen, teils aus ligninreichen Bereichen aufgebaut.

Abbildung 2.11 rechts zeigt das entsprechende mechanische Ersatzmodell von Holz nach MATTHECK (1994). Dabei ist die Mittellamelle und die Primärwand (und eigentlich auch das in der Sekundärwand enthaltene Lignin) zu einem Ligninschornstein zusammengefasst. Dieser ist mit einem Zellulose-Hohltau armiert. Die Holzstrahlen sind als radial verlaufende Spindeln dargestellt. Sie bestehen ebenfalls aus Ligninschornsteinen mit Zelluloseseilfüllung, jedoch radial gerichtet.

Holz ist also ein sprödes Mauerwerk aus Ligninschornsteinen, die axial und radial durch Zelluloseseile zusammengehalten werden. Diese Seile tragen z. B. die Zugspannungen, die auf der Windseite des Baumes auftreten. Die Ligninschornsteine hingegen ertragen die Druckspannungen, die auf der Leeseite des Baumstammes auftreten.

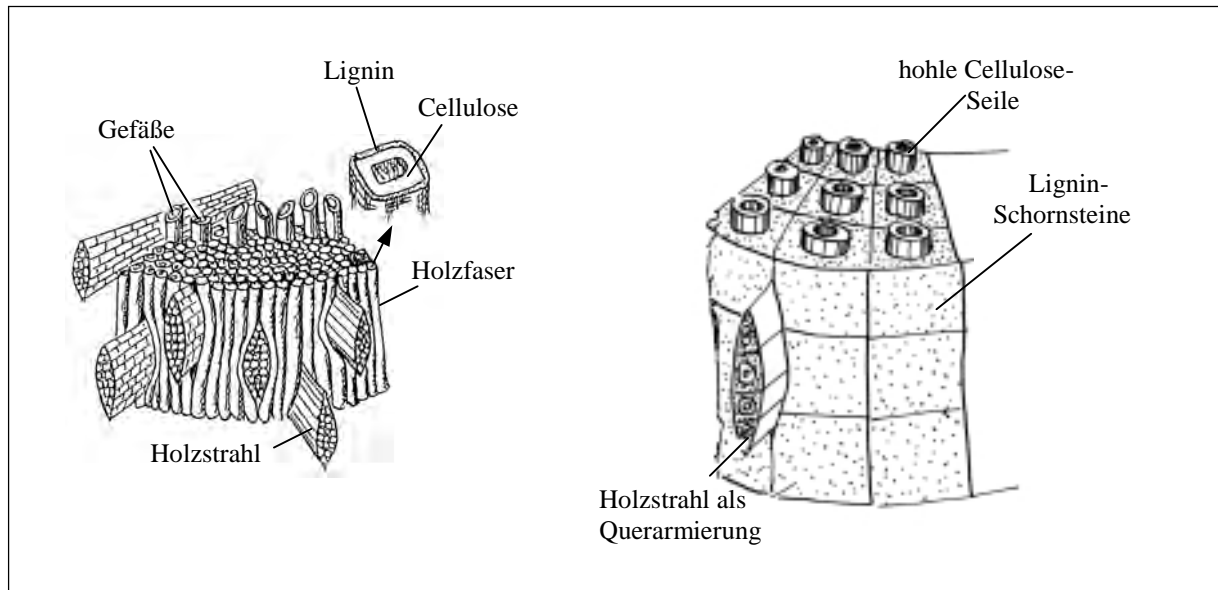


Abb. 2.11: Vereinfachte Holzmodelle [MATTHECK, 1994].

Anhand des biomechanischen Ersatzmodells ist erkennbar, dass neben der lastgerechten Optimierung der Baumgestalt der strukturelle Aufbau von Holz ebenfalls in optimaler Form angeordnet ist.

Die Ermittlung eines Zusammenhangs zwischen der inneren Architektur von Bäumen und deren Festigkeiten kann zum besseren Verständnis der mechanischen Komponente Baum und zu neuen Designregeln z. B. für Faserverbundwerkstoffe führen [MATTHECK et al., 1999].

2.2 Aufbau von technischen Faserverbundwerkstoffen (FVW)

Die Grundbestandteile eines FVW sind die Matrix und die Verstärkungsfasern. Für verschiedene Faserarten und Verwendungsbereiche können sehr unterschiedliche Matrixsysteme zur Anwendung kommen. Die Auswahl des geeigneten Faser-Harzsystems hängt von dem jeweiligen Einsatzzweck des späteren Bauteils, der Produktionsmöglichkeit und den Herstellungskosten ab.

In der Industrie werden eine Vielfalt von Faser- und Kunststoffmatrixsystemen verwendet. Folgenden werden die gebräuchlichsten Matrixwerkstoffe und Verstärkungsfasern beschrieben.

2.2.1 Matrixwerkstoffe

Die Auswahl eines Matrix-Kunststoffes wird im wesentlichen von der Einsatztemperatur und der mechanischen Belastung des Bauteils, von der chemischen Beanspruchung durch aggressive Medien, von speziellen Anforderungen wie Brandschutzforderungen und vom Fabrikationsprozess beeinflusst. Der Materialpreis spielt bei der Matrixauswahl eine untergeordnete Rolle [HINZ, 1999a].

Bei den Kunststoffmatrixsystemen unterscheidet man zwischen Duroplasten wie ungesättigte Polyester-Harze (UK-Harze), Epoxid-Harze (EP-Harze) und Phenolharze und den Thermoplasten wie Polyethersulfon (PES) Polyamid (PA) und Polyetheretherketon (PEEK).

Duromere und Thermoplaste sind künstlich hergestellte organische Stoffe. Sie bestehen ähnlich wie natürliche Materialien aus wenigen chemischen Elementen. Hauptbestandteile sind Kohlenstoff, Wasserstoff, Sauerstoff und Stickstoff, Nebenbestandteile sind z. B. Chlor und

Fluor. Nach KENSCHKE (1999) bestehen die Kunststoffmoleküle nicht, wie die Moleküle der klassischen organischen Chemie aus einigen wenigen Dutzend Atomen, sondern aus vielen Tausenden von Atomen. Somit können Duro- und Thermoplaste in die Klasse der hochmolekularen Substanzen zusammengefasst werden.

Ähnlich den Naturstoffen wie Kautschuk, Holz, Naturharz ist auch bei den Kunststoffen der makromolekulare Aufbau, Größe, Gestalt, Kräfte für die Eigenschaften von großer Bedeutung. Thermoplastische und duroplastische Kunststoffe unterscheiden sich besonders im Aufbau und den zwischenmolekularen Kräften.

Bei thermoplastischen Kunststoffen liegen die fadenförmigen Makromoleküle wirt durcheinander. Zwischen den einzelnen Molekülen bestehen keinerlei Bindungen, so dass jeder einzelne Faden aus dem Gewirr herausgezogen werden könnte. Thermoplasten sind bei Raumtemperatur hart, werden jedoch unter Wärmezufuhr duktil und lassen sich verformen. Dieser Vorgang ist reversibel.

Bei duroplastischen Kunststoffen kann die Anzahl der Querverbindungen zwischen den Molekülfäden unter hohem Druck, Hitze oder einer chemischen Anregung ohne Druck und Hitze wachsen. Die chemische Vernetzung zwischen den einzelnen Molekülfäden wird somit durch dicht zusammenliegende Verknüpfungen nach allen Seiten hin engmaschig. Hierbei werden die Wärmeschwingungen der Molekülfäden völlig blockiert. Ist der Vorgang der Vernetzung beendet, so kann dieser im Gegensatz zu den Thermoplasten weder durch eine Wärmezufuhr noch durch eine chemische Beeinflussung rückgängig gemacht werden.

In der nachfolgenden Tabelle 2.1 und Tabelle 2.2 sind Vor- und Nachteile von thermoplastischen und duroplastischen Harzen aufgeführt. Tabelle 2.3 führt charakteristische Werkstoffkennwerte verschiedener Matrixwerkstoffe auf.

Thermoplasten	
Vorteile	Nachteile
Schnelle Taktzeiten bei der Herstellung möglich	Chemische Beständigkeit variiert über große Bereiche
Geringe Kenntnis des Chemismus bei der Verarbeitung notwendig	Erweichen bei hohen Temperaturen
Grundstoff ist als Granulat verfügbar, somit sicher zu handhaben und mit einer langen Lagerfähigkeit und recycelbar	Das Abformen bei hohen Temperaturen erfordert teure Werkzeuge und exakte Zyklensteuerung
Dehnfähig und hohe Schlagzähigkeit	Brennbar
Hohe Widerstandsfähigkeit gegen Umgebungseinflüsse	Bei der Produktion muss eine exakte Zyklensteuerung gewährleistet sein

Tabelle 2.1: Vor- und Nachteile von thermoplastischen Kunststoffen [KENSCHKE, 1999].

Duroplasten	
Vorteile	Nachteile
Kalt härtende Harze erleichtern die Herstellung	Werker muss chemische Reaktionen beachten und den Aushärtungsprozess regeln
Niederdruckaushärtung bedeutet kostengünstiges Verfahren	Flüssige Harze sind nur beschränkt lagerfähig
Keine Probleme bei großflächiger Herstellung von Formmulden	Gesundheitsrisiko beim Verarbeiten der flüssigen Harze
Große Temperaturbeständigkeit	Nicht recycelbar
Große Feuerbeständigkeit	Spröde und niedrige Schlagzähigkeit

Tabelle 2.2: Vor- und Nachteile von duroplastischen Kunststoffen [KENSCHKE, 1999].

Harzsystem	Zugfestigkeit [N/mm ²]	Zugmodul [kN/mm ²]	Bruchdehnung [%]	Biegefestigkeit [N/mm ²]	Biegemodul [kN/mm ²]	Max. Einsatztemp. [°C]	Härteschrumpf [%]
Epoxide	70-90	2,8-3,6	2-10	140-160	4,5-6,0	200	1-4
Polyester	50-70	3,5-4,7	2-5	60-120	4,0-5,0	100	7-12
Phenolharze	15-20	3,7-5,9	1-2	50-80	6,0-8,0	250	1-4
Polyamid	80-90	3,0-3,2	70-300	125-130	4,0-5,0	100	-
PEEK	100-120	3,6-3,8	80-100	80-100	3,8-4,0	250	-

Tabelle 2.3: Charakteristische Werkstoffkennwerte von verschiedenen Matrix-Kunststoffen [KENSCHKE, 1999].

2.2.2 Faserwerkstoffe

Viele technische Entwicklungen, insbesondere in der Luft- und Raumfahrt, sind ohne die Verwendung von Faserverbundwerkstoffen (FVW) nicht mehr realisierbar. Die theoretischen Festigkeitswerte von kristallinen Festkörpern wie z. B. den Metallen wären für hochbelastete Bauteile bei weitem ausreichend - in der Praxis kann man diese Werte allerdings nicht erreichen.

In der Theorie können die theoretischen Festigkeitswerte aus der Trennkraft zwischen zwei Atomebenen im Kristallgitter hergeleitet werden [IBE und PENKAVA, 1987]. Bewegt man zwei Atomebenen, die sich im Bereich minimaler Bindungsenergie befinden, also aus der kräftefreien Gleichgewichtslage im Abstand b ($b = \text{Atomdurchmesser}$), so muss diese Trennkraft aufgebracht werden. Diese Kraft steigt im Punkt b steil an bis zu einem Maximum bei σ_{th} und sinkt wieder, da die kurzreichweitigen zwischenatomaren Kräfte im Abstand von ca. $2b$ wieder auf Null abklingen (Abb. 2.12). Die Steigung dieser Kraft bzw. die Tangente in b beschreibt den Elastizitätsmodul E . Die theoretische Gitterfestigkeit σ_{th} hat einen Maximalwert von ca. 10 % des E -Moduls.

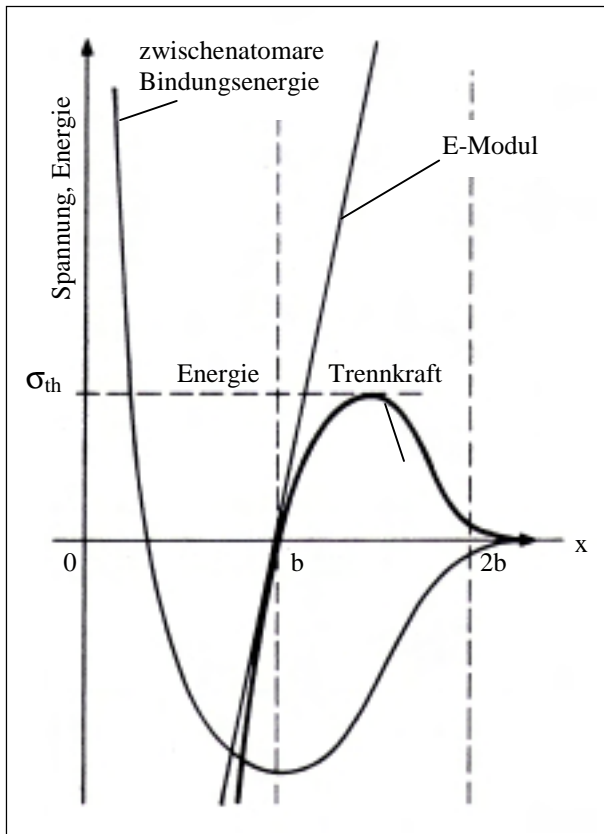


Abbildung 2.12:
Schematische Darstellung der zwischenatomaren Bindungsenergie, des E-Moduls und der theoretischen Festigkeit σ_{th} im Kristallgitter [IBE und PENKAVA, 1987].

Reale Werkstoffe erreichen lediglich 10 % dieses theoretischen Wertes. Der Grund hierfür liegt an Defekten im Festkörper. Nach IBE und PENKAVA (1987) können diese Defekte als Versetzungen durch plastische Verformung zum duktilen Bruch führen oder als mikroskopische Risskeime den frühen Sprödbrech in nichtplastischen Festkörpern auslösen. Ohne diese Risskeime müssten spröde Körper wie z. B. keramische Werkstoffe sehr hohe Festigkeiten erreichen.

Das dies möglich ist, wurde durch GRIFFITH (1921) bewiesen. Griffith untersuchte die Zugfestigkeit von Glasfasern in Abhängigkeit vom Faserdurchmesser (Abb. 2.13). Aus der Erkenntnis, dass die Glasfaserfestigkeit mit abnehmender Fadendicke stark zunimmt, resultiert seine Annahme, dass die Defektzahl mit abnehmendem Faserdurchmesser ebenfalls abnimmt. Daraus formulierte er das sogenannte "Faserparadoxon" welches wie folgt beschrieben werden kann: "Material in Faserform hat eine viel höhere Festigkeit als in kompakter Form, und zwar um so höher, je dünner die Fasern sind."

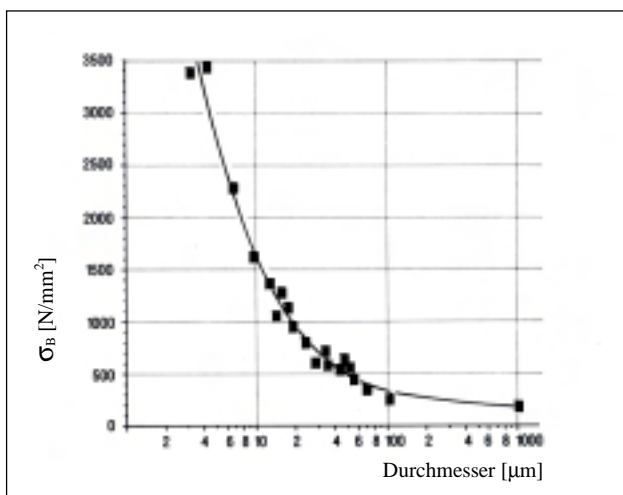


Abbildung 2.13:
Zugfestigkeit von Glasfasern in Abhängigkeit vom Faserdurchmesser; Werte nach GRIFFITH (1921).

Die nachfolgende Betrachtung dient der Veranschaulichung dieser Aussage.

Ein spröder, würfelförmiger Körper (Abb. 2.14a) mit der Kantenlänge 1 und einer Defektdichte (ρ_d) hat ein Volumen V_1 mit einem Defekt im Mittel und einem mittleren Defektabstand l_1 von:

$$\rho_d = 1000 \text{ cm}^{-3} \text{ (Gl. 1); } V_1 = \frac{1}{\rho_d} \text{ (Gl. 2); } l_1 = \sqrt[3]{\frac{V_1}{\rho_d}} = \frac{1}{\sqrt[3]{\rho_d}} = 0,1 \text{ cm (Gl. 3);}$$

Hat der Körper jedoch eine faserförmige Gestalt (Abb. 2.14b) mit der Dicke d , so ergibt sich das Volumen eines Defektes und somit eine defektfreie Länge mit dem Ein-Defektvolumen nach Gleichung (1) von:

$$V_1 = \frac{\pi}{4} \cdot d^2 \cdot l_1 \text{ (Gl. 4); } l_1 = \frac{4}{\pi \cdot d^2 \cdot \rho_d}$$

Für die Fadendicke von $d = 10 \mu\text{m}$ und der gleichen Defektdichte wie beim Würfel ergibt sich eine defektfreie Länge von:

$$l_1 = 12,73 \text{ m}$$

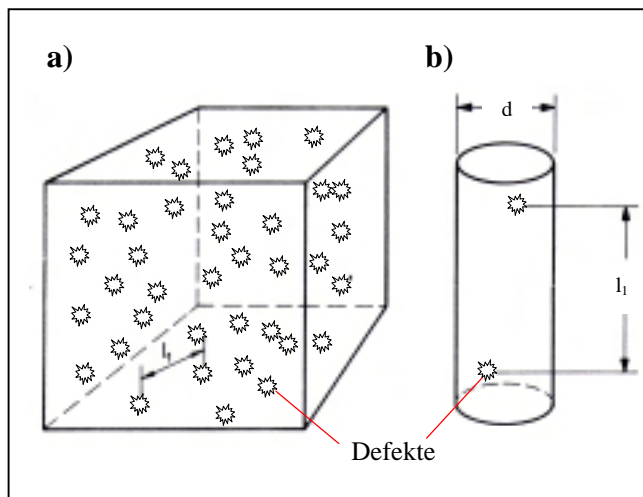


Abbildung 2.14:
Schematische Darstellung der Defektverteilung und des Defektabstandes im:
a) kompakten Würfel
b) fadenförmigen Volumen; [IBE, 1987]

Dieser Effekt wird noch verstärkt, da mit abnehmender Faserdicke die Defektdichte ebenfalls abnimmt. Dies ist nach IBE (1987) darauf zurückzuführen, da: "die nach thermischen Herstellungsprozessen (Schmelzen, Sintern, usw.) auftretenden maximalen Abschreckspannungen (Zugspannungen in der Oberfläche) ungefähr proportional zur Dicke sind, mit abnehmender Faserdicke daher immer weniger Risskeime erzeugen können".

Drei Faserwerkstoffe haben sich im Hochleistungsfaserverbundsystem mit Polymermatrix durchgesetzt: die Glasfaser, die Aramidfaser und die Kohlefaser. Sie unterscheiden sich grundsätzlich in ihrem Aussehen, ihrer Verarbeitbarkeit, ihren mechanischen und chemischen Eigenschaften und in ihren Herstellungskosten voneinander. Diese Ausgangswerkstoffe für Schichtverbunde haben einen Querschnittsdurchmesser von $0,1 \mu\text{m}$ bis $30 \mu\text{m}$. Somit erfüllen sie die Voraussetzungen, um als Verbund bessere mechanische Kennwerte zu erzielen als kompakte Werkstoffe. Im Folgenden werden die verschiedenen Faserarten näher betrachtet.

Glasfasern waren bereits den Chinesen in der Zeit der Hun-Dynastie (200 Jahre v. Chr.) bekannt. Erst Anfang des 20. Jahrhunderts wurden Glasfasern großtechnisch hergestellt (durch die Owens Corning Fiberglass Corporation, Texas). Mitte der 50-iger Jahre setzte eine rasante Entwicklung im Glas-Faser-Kunststoff-Markt (GFK-Markt) ein.

Glasfasern werden nach dem Düsen-Ziehverfahren (Gravitations-Spinnverfahren) produziert. Hierbei wird Glas in flüssiger Form oder als Kugeln in eine Platin-Rhodium-Schmelzwanne gebracht. Das flüssige Glas tritt aus Lochnippeln, die sich im Boden der Schmelzwanne befinden aus und wird mit sehr hoher Geschwindigkeit verzogen und die entstehenden Fäden auf Spulköpfe - mit einer Geschwindigkeit bis zu 100 m/s - aufgewickelt [SCHMIDT, 1969]. Mittlerweile gibt es eine Vielfalt verschiedener Glasfasertypen, wobei jede für eine spezielle Anwendung entwickelt wurde.

Das E-Glas ist die gebräuchlichste Glasart und kann als Standardfaser angesehen werden. Es wurde ursprünglich wegen seinen guten elektrischen Eigenschaften (hoher spezifischer Widerstand) für die Verwendung von GFK im Bereich der Elektrotechnik geschaffen. Die Steifigkeit und Festigkeit ist genügend hoch, so dass es aufgrund seines günstigen Preises auch im Segel- und Leichtflugzeugbau eingesetzt wird.

Hauptbestandteil ist alkaliarmes Silikatglas, das neben Siliziumoxid noch Calcium-, Magnesium-, Aluminium- und Boroxide enthält. Die Struktur des Fasernetzwerks ist amorph. Deshalb haben Glasfasern im Gegensatz zu Kohle- und Aramidfasern isotrope Eigenschaften [KENSCHKE, 1999].

S-Glas und R-Glas finden vor allem wegen ihrer höheren Festigkeiten, Steifigkeiten und Feuchtebeständigkeiten im Großflugzeugbau und in der Raumfahrt Anwendung, sind jedoch erheblich teurer als das E-Glas. Das R-Glas ist die europäische Alternative zum amerikanischen S-Glas und ist kostengünstiger produzierbar (R steht für Resistance (franz.) und S für Strength (engl.)).

A-Glas ist sehr kostengünstig in der Herstellung und eignet sich auch für eine zementgebundene Matrix.

D-Glas kann dem Elektronikgebiet zugeordnet werden [Moser, 1992].

Ein weiterer Glasfasertyp, das C-Glas zeichnet sich durch eine hohe Korrosionsbeständigkeit aus und wird hauptsächlich in der chemischen Industrie verwendet [SCHWARTZ, 1997].

Die kontinuierlich langen Glasfilamente variieren im Filamentdurchmesser von 1 μm bis 24 μm . Standardfasern für Polymermatrixverstärkungen haben einen Filamentdurchmesser von 5 μm bis 14 μm . Diese und weitere Eigenschaften sind in der nachfolgenden Tabelle 2.4 aufgeführt.

		Glasfaser-Typ				
Eigenschaft	Einheit	A	D	E	S	R
Faserdurchmesser	μm	10	10	5-14	10	10
Dichte	g/cm^3	2,46	2,46	2,52	2,19	2,55
E-Modul (Zug)	GPa	73	74	74	83	86
Zugfestigkeit	MPa	3100	3100	3400	4850	4400
		-Ursprung	2760	2350	2400	3910
-Roving						
Bruchdehnung	%	3,6	k. A.	3,0	4,6	5,2

Tabelle 2.4: Charakteristische Richtwerte verschiedener Glasfasertypen [MOSER, 1992], [KENSCHKE, 1999].

Kohlenstofffasern wurden bereits im 19. Jahrhundert durch Pyrolyse von Kunstseidenfilamenten erzeugt. Edison (1847 - 1931) setzte sie am 21. Oktober 1879 bei der Erfindung der Glühlampe als Glühfaden ein. Erst Mitte des 20. Jahrhunderts wurden Kohlenstofffasern großtechnisch hergestellt, als man feststellte, dass durch Karbonisierung eines bestimmten faserartigen Ausgangsmaterials (Precursor) ein hoher E-Modul in der Kohlefaser erreicht werden kann. Die Kohlefaser (C-Faser) hat je nach Art des Precursors, aber auch in Abhängigkeit der Art der Pyrolyse, unterschiedliche Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften. Als Precursor stehen drei Materialien zur Verfügung. Hauptsächlich wird das Polyacrylnitril (PAN) verwendet. Daneben findet das Rayon und das Pech als Ausgangswerkstoff zur C-Faserherstellung Verwendung.

Rayon, das aus Zellulose gewonnen wird, wird benutzt, um niedrig-modulige C-Fasern herzustellen. Das flüssigkristalline und isotrope Pech, das z. B. aus Öl oder Steinkohle gewonnen werden kann, stellt eine Alternative zum Rayon und PAN dar, da hier eine höhere Kohlenstoffausbeute erreicht wird und das Pech deutliche Preisvorteile gegenüber dem PAN besitzt [MICHAELI und WEGENER, 1990].

Mit C-Fasern auf Pechbasis können sehr hohe E-Moduli erreicht werden, falls das Pech durch eine Wärmebehandlung in sogenanntes Mesophasenpech umgewandelt wird, das hoch anisotrop ist. Beim sich anschließenden Schmelzspinnen entstehen nach KENSCHKE (1999) aufgrund hydrodynamischer Effekte Fasern mit einem hohen Orientierungsgrad in axialer Richtung. Dabei können E-Moduli von bis zu 700 kN/mm^2 erreicht werden.

Beim C-Faser-Herstellungsprozess mit PAN als Precursor wird dieser in der ersten Produktionsstufe zunächst gedehnt. Somit erhält man eine hohe Orientierung der Moleküle entlang der Faserachse. Anschließend wird der Precursor bei einer Temperatur von $260 \text{ }^\circ\text{C}$ bis $300 \text{ }^\circ\text{C}$ unter Einwirkung mechanischer Spannung oxidiert und stabilisiert. In einer zweiten und dritten Stufe, der Pyrolyse (bzw. Karbonisierung) bei $300 \text{ }^\circ\text{C}$ bis $1200 \text{ }^\circ\text{C}$ und der nachfolgenden Nachverkokung bei $1700 \text{ }^\circ\text{C}$ erfolgt die Umwandlung zu den gewünschten graphitischen Schichten. Aufgrund der permanenten Zugspannung, die während der beschriebenen Umwandlungsphasen auf den Faden wirkt, richten sich die Kohlenstoffschichten entlang der Faserachse aus. Die somit ausgebildete lamellenartige Mikrostruktur bewirkt die hohen Steifigkeiten und Festigkeiten der anisotropen C-Fasern (Abb. 2.15).

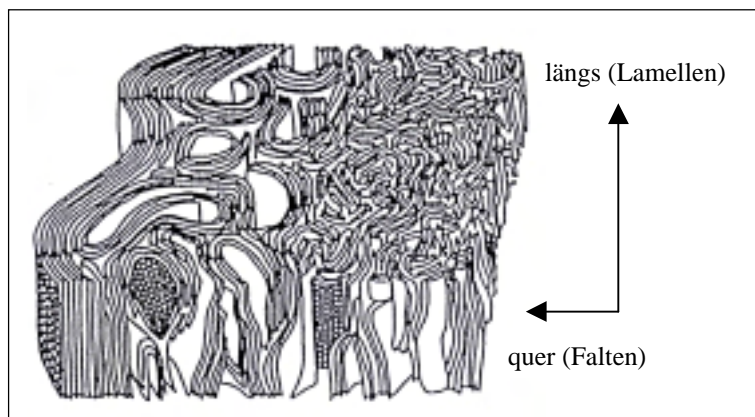


Abbildung 2.15:
Schematische Mikrostruktur von
C-Fasern auf der Basis von PAN
[KENSCHKE, 1999].

Im Gegensatz zu Glasfasern werden C-Fasern bezüglich ihrer extrem hohen Zugfestigkeit oder dem hohen Zug-E-Modul unterschieden. Die ersten, auf dem Markt erhältlichen C-Fasern wurden als HF-Fasern (Hohe Festigkeit) bzw. HT-Fasern (High Tenacity) bezeichnet. Daneben wurden noch weitere Fasertypen entwickelt, die gezielte Eigenschaftsveränderungen aufweisen. Die hochsteifen HM-Fasern (High Modulus), die HS-Fasern (High Strain) mit einer relativ großen Bruchdehnung, die IM-Fasern (Intermediate Modulus) und die UHM-

Fasern (Ultra High Modulus) sind die gebräuchlichsten C-Faserarten. Ihre mechanischen Eigenschaften sind in Tabelle 2.5 aufgeführt.

Richtwerte		C-Faser-Typ				
Eigenschaft	Einheit	HT / HF	HS	IM	HM	UHM
Faserdicke	μm	7	7	5	6	8
Dichte	g/cm^3	1,74	1,8	1,8	1,85	2,0
E-Modul (Zug)	GPa	240	250	300	370	470
Zugfestigkeit	MPa	2400	4500	5400	2500	2100
Bruchdehnung	%	1,0	1,9	1,8	0,5	0,4

Tabelle 2.5: Charakteristische Richtwerte verschiedener C-Fasertypen [KENSCHKE, 1999].

Neben den anorganischen Glas- bzw. Kohlenstofffasern hat sich die synthetisch hergestellte organische Aramidfaser als Verstärkungsfaser durchgesetzt. Aramid ist aus **aromatischen** Ringen und Poly**amid** aufgebaut.

Anfang der 70-er Jahre wurde Aramid von der Firma DuPont (Wilmington, USA) entwickelt und in den FKV-Markt als niedrigmodulige Kevlar 29-Faser bzw. hochmodulige Kevlar 49-Faser eingeführt. Hergestellt wird die Faser, indem das aromatische Amid in konzentrierter Schwefelsäure als flüssig kristalline Lösung versponnen und anschließend gereckt wird. Durch den Reckvorgang werden die Molekülketten, ähnlich wie bei der Kohlefaser, in Faserichtung orientiert und bilden eine anisotrope, kristalline Struktur. Dadurch werden die mechanischen Eigenschaften der Faser deutlich verbessert.

Der Durchmesser eines Einzelfilamentes beträgt $12\ \mu\text{m}$. Abbildung 2.16 zeigt die Orientierung der flüssig kristallinen Überstrukturen der Aramidketten und der sich daraus aufbauenden Mikrofibrillen.

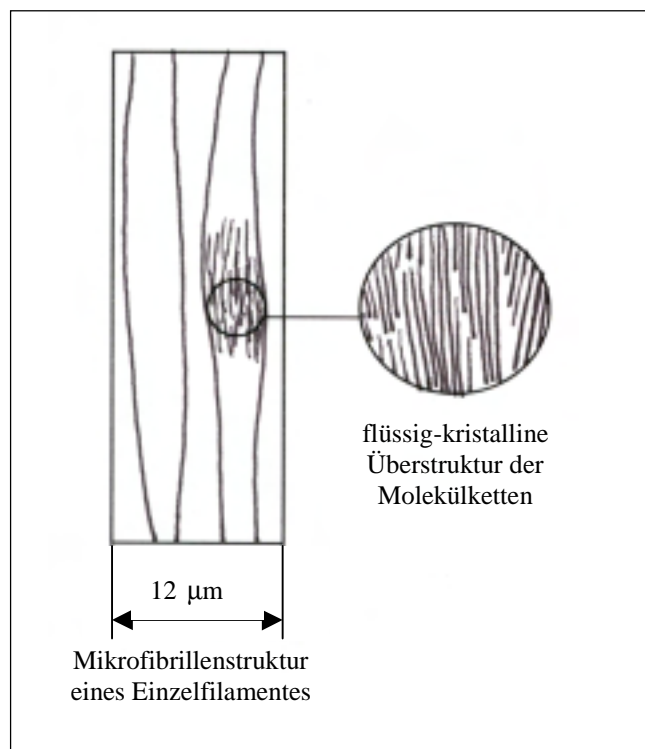


Abbildung 2.16: Schematische Darstellung der Mikrostruktur von Aramid [KENSCHKE, 1999].

Neben einer guten Chemikalien- und Temperaturbeständigkeit weisen Aramidfasern im Vergleich zu den Glas- bzw. Kohlefasern eine hohe Schlagbeanspruchbarkeit und ein sehr hohes Energieaufnahmevermögen auf. Deshalb wird die Aramidfaser hauptsächlich in Bauteilen eingesetzt, die sehr leicht sein müssen und dynamischen bzw. stoßartigen Belastungen unterworfen werden (z. B. für ballistische und industrielle Schutzvorrichtungen).

Daneben besitzen Aramidfasern auch Eigenschaften, die ihre Verwendung teilweise einschränken. Im Gegensatz zu den hydrophoben Glas- bzw. Kohlenstofffasern kann die Aramidfaser Wasser aufnehmen. Außerdem ist die Aramidfaser sehr empfindlich gegenüber einer axialen Druckbeanspruchung, was auf den hohen axialen Orientierungsgrad der Molekülketten und auf Druckbeulen der Para-Amid-Moleküle zurückgeführt wird.

Einige mechanische Eigenschaften von Kevlar 29-Fasern und Kevlar 49-Fasern sind in Tabelle 2.6 aufgeführt.

Richtwerte		Aramidfaser-Typ	
Eigenschaft	Einheit	Kevlar 29	Kevlar 49
Faserdicke	μm	12	12
Dichte	g/cm^3	1,44	1,44
E-Modul (Zug)	GPa	65	140
Zugfestigkeit	MPa	3200	3200
Bruchdehnung	%	4,0	2,1

Tabelle 2.6: Charakteristische Richtwerte der Aramidfaser-Typen [KENSCHKE, 1999].

Die dünnen Glas-, Kohle- und Aramid-Elementarfasern von endloser Länge werden nicht einzeln, sondern multifil, entweder in Form von Rovings oder in Garnform vom Hersteller geliefert. Ein Roving besteht aus 1000 bis 10000 Elementarfasern. Zur besseren Weiterverarbeitung sind die Rovings mit einer geringen Drehung (12 - 60 Umdrehungen pro Meter) versehen. Diese handelsübliche, vom Hersteller gelieferte Form der Rovings wird im Folgenden als Parallelfaser bezeichnet.

Daneben werden Faserwerkstoffe häufig in Form von Geweben oder Gelegen weiterverarbeitet. Diese Lieferform von Faserwerkstoffen stammt aus der Textiltechnik. Hierbei bestehen die Gelege aus orthogonal aufgebauten Kett- und Schussfäden [MOSER, 1992].

Üblicherweise werden in Kett- und Schussrichtung die gleiche Anzahl von Fäden eingesetzt, die Feinheit der Fäden ist meist gleich. Diese Gewebetypen nennt man bidirektionale Gewebe.

Die Lage der Kettfäden kann im Gewebe jedoch auch variieren, man spricht dann von einer unterschiedlichen Flottierung. Je nach Fadenlage können verschiedene Gewebekonstruktionen mit unterschiedlichen Verformungs- und Festigkeitsverhalten erreicht werden. Die gebräuchlichsten Bindungsarten für Gewebe sind die Leinwandbindung, die Körperbindung und die Atlasbindung [INTERGLAS, 1998].

2.2.3 FKV-Werkstoffe

Die auf die Bauteilmasse bezogene Steifigkeit und Festigkeit von FKV-Werkstoffen wird vor allem durch:

- die Werkstoffwahl von Faser (Glas, Kohle, Aramid) und Matrix (Epoxid, PEEK),
- die Orientierung der Fasern in bezug auf die herrschende Belastung im Bauteil,
- die Verstärkungsfaser-Halbzeuge (Gewebe, Gelege, Roving),
- die Menge (Verhältnis von Faser/Matrix = Fasergehalt) des eingebrachten Verstärkungsmaterials

beeinflusst. Daneben hat die Wahl des geeigneten Herstellungsverfahrens einen gravierenden Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften der FKV-Komponente. Je nach Herstellungsverfahren können Imperfektionen im FKV entstehen, wie z. B. eine ungleichmäßige Faserverteilung, eine Faser-Desorientierung oder Lunker bzw. harzfreie Faserbereiche, die zur Schwächung des Bauteils beitragen [SUMMERSCALES, 1994].

Im Hinblick auf eine geschlossene Darstellung in dieser Arbeit wird kurz auf einige Herstellungsverfahren eingegangen [MICHAELI und WEGENER, 1990], [KENSCHKE, 1999], [MOSER, 1992], [HINZ, 1999b] und [BRANDT und DRECHSLER, 1996].

Das Handlaminieren ist das älteste und einfachste Verarbeitungsverfahren. Es ist nur eine Form (Holz, Gips oder GFK) notwendig, die eine spätere Bauteiloberfläche bestimmt. Nach dem Auftragen eines Trennmittels (z. B. Wachs) auf die polierte Form wird eine Farbschicht in die Form gespritzt oder gewalzt. Danach wird auf die angehärtete Farbe eine Harzschicht aufgetragen und die Gewebeverstärkungen mit Hilfe von Pinseln oder Rollen eingelegt. Abschließend wird ein Abreißgewebe (Peel-Ply) aufgebracht, um für eine weitere Verarbeitung (z. B. Kleben) eine definiert raue Oberfläche zu erzeugen. Nach dem Laminieren wird der FKV entweder drucklos oder unter Druck (z. B. Vakuumverfahren, Pressverfahren) ausgehärtet. Beim Handlaminieren können alle flüssigen EP- und UP-Harze verarbeitet werden. Bei der Verwendung von Rovings kann ein Faservolumengehalt von bis zu 60 % erreicht werden. Typische Anwendungen sind der Prototypenbau, der Leichtflugzeugbau und die Herstellung von großen Bauteilen wie Booten.

Das Faserspritzen kann als automatisiertes Handlaminieren betrachtet werden. Bei diesem Verfahren wird eine Faserspritzpistole mit Pressluft verwendet. Hierbei werden die Matrix und die 10 mm bis 20 mm langen Fasern wie beim Handlaminieren auf eine Form aufgetragen. Da nur Kurzfasern gespritzt werden können, ist es nicht möglich, eine vorgegebene Faserorientierung und somit hohe Festigkeiten zu erreichen. Typische Bauteile sind Badewannen und Dachelemente.

Ähnlich dem Faserspritzen werden beim Schleuderverfahren das Harz und die Fasern gemeinsam aufgetragen. Hier wird jedoch eine Lanze in ein sich drehendes Rohr geführt. Am Ende der Lanze befindet sich ein Schneidwerk, das die Endlosfasern zu Langfasern schneidet, und ein Mischkopf, der die Matrix und die Langfasern auf die Rohrinnefläche aufbringt. Das Laminat wird durch die wirksame Fliehkraft verdichtet. Typische Bauteile: Rohre mit einer sehr glatten Oberfläche.

Für die Herstellung von FKV-Bauteilen in großer Stückzahl bietet sich das Pressen als geeignetes Herstellungsverfahren an. Die Verbundformung findet hierbei zwischen zwei Formwerkzeugen statt. Bei dieser vollautomatisierten Fertigung werden Oberkolben- und Kurzhubpressen, sowie Handhabungsgeräte zum Beschicken und Entformen verwendet. Als Halbzeuge werden überwiegend vorgetränkte GMT-Formmassen (GMT = glasmattenverstärkte

Thermoplaste), SMC-Formmassen (SMC = sheet moulding compound) bzw. UD-Prepregs (pre-impregnierte, unidirektionale Faserlagen) verarbeitet.

Der Begriff SMC kann als Sammelbegriff für eine Gruppe von vielen, sich in der genauen Zusammensetzung von Faserlänge und -orientierung unterscheidenden, flächig vorliegenden, aushärtenden Formmassen angesehen werden. Hergestellt wird das SMC mit sogenannten Mattenanlagen, in denen zunächst das UP-Harz auf zwei Trägerfolien aufgetragen wird. Eine Trägerfolie wird dann unter einem Schneidwerk durchgeführt, in dem die zugeführten Rovings meist auf 12 - 50 mm lange Stücke geschnitten werden. Diese Kurzfasern fallen durch Schwerkraft statistisch orientiert auf die Trägerfolie. Daneben kann durch Ablegen von ungeschnittenen Rovings eine unidirektionale Verstärkung erreicht werden. In einem weiteren Schritt wird die zweite Trägerfolie aufgebracht. Ein Verdichter (Roller) sorgt für eine intensive Durchmischung von Fasern und Harzmasse. Die SMC-Formmasse hat zur Zeit die größte wirtschaftliche Bedeutung von den oben erwähnten Halbzeugen erreicht.

Bei GMT handelt es sich ähnlich dem SMC um einen Sammelbegriff für eine Gruppe von Formmassen. Im Gegensatz zum SMC werden beim GMT Polypropylen, also ein Thermoplast, und Glasmatten als Verstärkungsfasern verwendet. In Doppelbandpressen wird die Matrix aufgeschmolzen und zwischen zwei Glasmatten eingebracht. Dabei wird das Material auf dem Schmelztemperaturniveau des Thermoplasten gehalten und anschließend unter Druck wieder abgekühlt.

Das Harzinjektionsverfahren, auch RTM-Verfahren (Resin Transfer Moulding) bzw. RIM-Verfahren (Resin Injektion Moulding) genannt, kann in fünf Stufen unterteilt werden.

Zuerst wird das Verstärkungsmaterial wie beispielsweise Gewebe, Rovings oder Vliese trocken in eine Form bzw. eine Kavität eingelegt. Nach dem Beschicken wird das Werkzeug geschlossen und eine Schließkraft (Zuhaltkraft) aufgebracht. Im dritten Prozessschritt erfolgt die Imprägnierung des Verstärkungsmaterials mit dem Matrixmaterial. Als RTM-Verfahren bezeichnet man die Verfahrensvariante, bei der die Matrix-Mischungen bestehend aus Harz, Initiator, Füllstoffen und Farbpigmenten aus einem Vorratsbehälter eingebracht werden. Beim RIM-Verfahren werden die hochreaktiven Matrixkomponenten erst unmittelbar vor dem Einspritzen aus verschiedenen Vorratsbehältern gemischt. Der Injektionsdruck liegt zwischen 0,6 bar und 25 bar. Nach der vollständigen Füllung des Werkzeuges mit der Matrix erfolgt die Aushärtung. Je nach Harzsystem geschieht dies bei Raumtemperatur oder unter Zuführung von Wärme. Nach dem Aushärten erfolgt der letzte Verfahrensschritt, das Entformen des fertigen Teils. Die Aushärtezeiten und somit die Zykluszeiten schwanken je nach eingesetztem Material sehr stark. Beim RIM-Verfahren sind Zykluszeiten von 30 Sekunden möglich, beim RTM-Verfahren kann das Aushärten mehrere Stunden dauern.

Der Pultrusionsprozess ist ein kontinuierliches Herstellungsverfahren für FVW-Profile mit einer vorwiegenden Faserorientierung in Ziehrichtung. Die Formgebung findet in einem Werkzeug statt, durch das meist Rovings, aber auch Matten oder Gewebe gezogen werden. Im einzelnen besteht die Pultrudier-Produktionsstrasse aus folgenden Schritten:

Zuerst werden mehrere Rovingstränge zusammengeführt und anschließend, um eine intensive Imprägnierung zu gewährleisten, aufgebrochen. Danach erfolgt das Imprägnieren des Verstärkungsmaterials mit duroplastischem Matrixwerkstoff und das Verformen des Stranges indem die FK-Masse durch verschiedene Düsen in die gewünschte Form überführt wird. Die eigentliche Formgebung und Aushärtung findet im Werkzeug statt. Anschließend folgt die Kühleinheit sowie die Zugvorrichtung zum Weitertransport der Endlosprofile. Abschließend wird das Profil mit Hilfe einer Sägevorrichtung in der gewünschten Länge abgetrennt.

Mit Hilfe des Wickelverfahrens werden Hohlkörper aus faserverstärkten Kunststoffen hergestellt. Hierbei werden Rovings nach dem Drehbankprinzip von einem Spulenständer abgezo-

gen, in einem Tränkbad mit Matrix benetzt und über einen sich drehenden Kern gewickelt. Problematisch ist bei diesem Produktionsverfahren das mögliche Verrutschen des Rovings auf dem Wickelkern. Es wird deshalb versucht, den Roving auf der geodätischen Linie (kürzeste Verbindung zwischen zwei Punkten auf einer gekrümmten Oberfläche) abzulegen. Bei Ablage auf dieser Linie sind keine Reibungskräfte zwischen dem Kern und dem Roving nötig. Diese optimale Linie hat bei röhrenförmigen Geometrien einen konstanten Wickelwinkel, der während der Produktion sehr einfach einzuhalten ist. Bei allen anderen Geometrien, wie Kegel oder Rotationsellipsoide, sind diese Wickelwinkel nicht konstant. Man versucht bei geometrisch komplexen Körpern, einen Kompromiss zwischen optimaler Faserorientierung und technischer Realisierbarkeit zu finden. Da zwischen dem Roving und dem Kern Reibungskräfte wirken, ist eine geringe Abweichung von der geodätischen Linie zulässig, bei der noch kein Verrutschen des Rovings zu beobachten ist. Das Wickelverfahren hat eine große Verbreitung gefunden, da hier ein hoher Fasergehalt von ca. 65 Vol. % und eine sehr gute Reproduzierbarkeit der Faserablage erreicht werden kann.

Das Flecht-, das Web-, das Strick-, das Stick- und das Nähverfahren stammen aus der Textiltechnik. Bei diesen Verfahren werden trockene Endlosfasern verarbeitet und oftmals später im RIM- bzw. RTM-Verfahren mit Matrix getränkt.

Beim Flechten werden gleichzeitig viele Rovings bzw. Fäden diagonal verkreuzt und auf einem Positivkern abgelegt. Die entstehende Zwischenfaserreibung lässt hier, im Gegensatz zum Wickelverfahren, eine beliebige, von der geodätischen Linie abweichende, Faserorientierung zu. Da beim Flechten gleichzeitig bis zu 144 Fasern verarbeitet werden, wird meist trocken geflochten und das Harz zugegeben. Die Möglichkeit, Rovings in Kernachrichtung (Null-Grad-Richtung) auf dem fest stehenden Kern abzulegen und anschließend zu überflechten ist ein weiterer Vorteil des Flechtens gegenüber dem Faserwickeln. Nachteilig hingegen sind lange Taktzeiten und sehr hohe Investitionskosten. Deshalb wird das Flechtverfahren nur in Sonderfällen angewendet.

Beim Weben werden die einzelnen Verstärkungsfäden rechtwinklig verkreuzt. Somit können nur ebene Teile hergestellt werden. Neueste Entwicklungen im Bereich Webtechnik mit Fadensystemen in die dritte Koordinatenrichtung ermöglichen die Herstellung von mehrlagigen dreidimensionalen Bauteilen mit unterschiedlichen Faserorientierungen.

Das Strickverfahren bietet eine große Flexibilität in der räumlichen Gestaltung von FVW-Komponenten. Hierbei werden die einzelnen Fasern jedoch sehr stark gekrümmt, so dass sie schlechter Belastungen aufnehmen können als gerade Fasern. Zur Zeit versucht man die mechanischen Eigenschaften gestrickter Verbundwerkstoff-Komponenten durch Einbringen gerader, also lasttragender Fasern in die Maschenstruktur zu verbessern.

Sticken und Nähen können als Verbindungstechnik zwischen einzelnen textilen Komponenten oder Schubkomponenten angesehen werden. Eine weitere Möglichkeit dieser beiden Verfahren besteht in der gezielten Verstärkung von Basis-Textilstrukturen in mechanisch stark belasteten Bereichen eines Bauteils. Mit Hilfe von Robotern können Fasern lastgerecht, d. h. in Richtung der wirksamen Hauptspannung, auf z. B. Glasfasermatten gestickt werden. Dieses Verfahren nennt man Tailored Fibre Placement (TFP-Verfahren) [FELTIN und GLIESCHE, 1999]. Anschließend wird der gestickte Preform auf die zu verstärkende textile Komponente aufgenäht. Nachteil dieser Methode ist, dass die Forderung einer möglichst gestreckten Roving-verlegung, d. h. ohne Welligkeit und Fadendrehung, nicht ganz erfüllt werden kann. Daneben führt die Beschädigung der Fasern bei der Herstellung des Preforms zu verminderten Dauerfestigkeiten von gestickten Glasfasermatten [SHAH KAHN und MOURITZ, 1996].

Ganz gleich, wie komplex die Möglichkeiten der Textiltechnik auch sind - komplett gewebte, geflochtene oder gestrickte Automobil-Karosserien werden wohl eine Vision bleiben.

Das Tapelegeverfahren wird zur Herstellung von flächigen, mechanisch hochbelasteter Bauteile, wie es das Seitenleitwerk des Airbussee beispielsweise ist, eingesetzt. Verarbeitet werden hierbei fast ausschließlich Prepregs. Diese vorimprägnierten Gelege werden manuell oder bei großen, flächigen Bauteilen mit einem rechnergesteuerten Portalroboter (Tapeleger) verarbeitet (Abb. 2.17). Der Portalroboter besteht aus einem speziellen Legekopf als Werkzeug, der Prepreg auf einer Form ablegt. Die Anpressrolle presst das Prepreg auf die vorherigen Lagen. Bei manchen Tapelegern ist noch ein Schneidwerk integriert, das am Ende einer Bahn das Prepreg abschneidet. Tapeleger sind sehr steif und schwer gebaut, da die Steuerung sehr genau arbeiten muss. Es ist essentiell, dass sich zwischen zwei benachbarten Prepreglagen kein Spalt bildet, der die Festigkeit des späteren Bauteiles vermindern könnte.

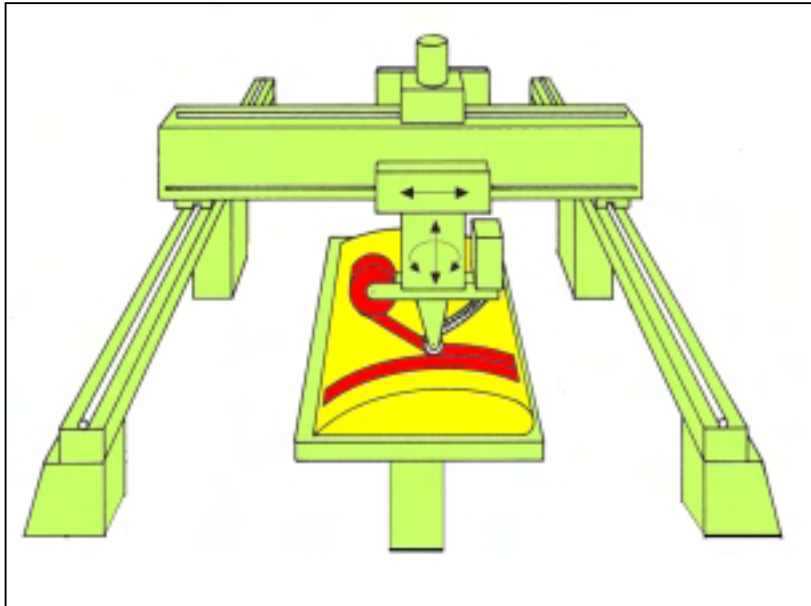


Abbildung 2.17:
Schematische Darstellung
des Tapelegeverfahrens mit
einem Portalroboter.

Die Aushärtung des Laminates erfolgt beim Tapelegeverfahren unter erhöhter Temperatur und Druck. Dies kann in einer Presse mit einer festen Gegenform oder im Autoklav-Verfahren geschehen. Das Autoklav-Verfahren ist eines der aufwendigsten und teuersten Verfahren und wird daher nur angewendet, wenn das Harzsystem diese Technik erforderlich macht. Hierbei wird das Laminat mit der Trenn-, der Saug- und der Autoklavfolie abgedeckt und in einem Autoklaven (beheizbarer Druckkessel) unter Druck (15 bar) und erhöhte Temperatur (bis 175 °C) gebracht, so dass die Vernetzungsreaktion der Matrix einsetzt. Durch das Anlegen von Vakuum zwischen der Form und der Abdeckfolie wird die Luft aus den einzelnen Prepreglagen entzogen. Die eingebrachte Absaugfolie nimmt das überschüssige Harz zwischen dem Laminat und der Vakuumfolie auf. Dadurch erhält man Bauteile mit einem sehr hohen Faservolumenanteil (> 60 Vol. %). Ein hoher Faservolumengehalt bedeutet höchste Qualität, da das Versagensverhalten von zugbeanspruchten, unidirektionalen Verbundwerkstoffen (UD-Verbunden) hauptsächlich durch die Verstärkungsfaser bestimmt wird. Deshalb ist das Tapelege-Verfahren zum Standard-Verfahren der Luft- und Raumfahrtindustrie geworden.

In Abbildung 2.18 ist das Spannungs-Dehnungsverhalten der Faser, eines Faserverbundes und der Matrix bis zur jeweiligen Bruchdehnung dargestellt. Das Spannungs-Dehnungs-Verhalten der Faser ist linear, während das der Matrix nichtlinear, d.h. viskoelastisch ist. Das σ/ε -Verhalten des Faserverbundes ist nahezu linear, weist jedoch oftmals Unstetigkeiten auf, welche verschiedene Ursachen haben können. Weit vor dem Erreichen der Bruchlast treten aufgrund von Spannungskonzentrationen in der Faserlage, die senkrecht zur Lastrichtung liegt, Mikrorisse in der Matrix auf (Punkt 1 in Abb. 2.18). Nach MICHAELI und WEGENER (1990) muss die Gesamtdeformation des Schichtverbundes aufgrund des großen E-Modul-

Unterschiedes von $E_{\text{Faser}}/E_{\text{Matrix}} > 10$ vornehmlich durch die Harzbrücken zwischen den eingelagerten Fasern aufgenommen werden. Als Folge können die Dehnungen in der Matrix erheblich größer sein als die makroskopische Dehnung. Beim Bruchtest sind Knistergeräusche erste Anzeichen für diese beginnende Rissbildung. An Punkt 2 der Abbildung 2.18 sind Faserdelaminationen und erste einsetzende Faserbrüche im Schichtverbund erkennbar.

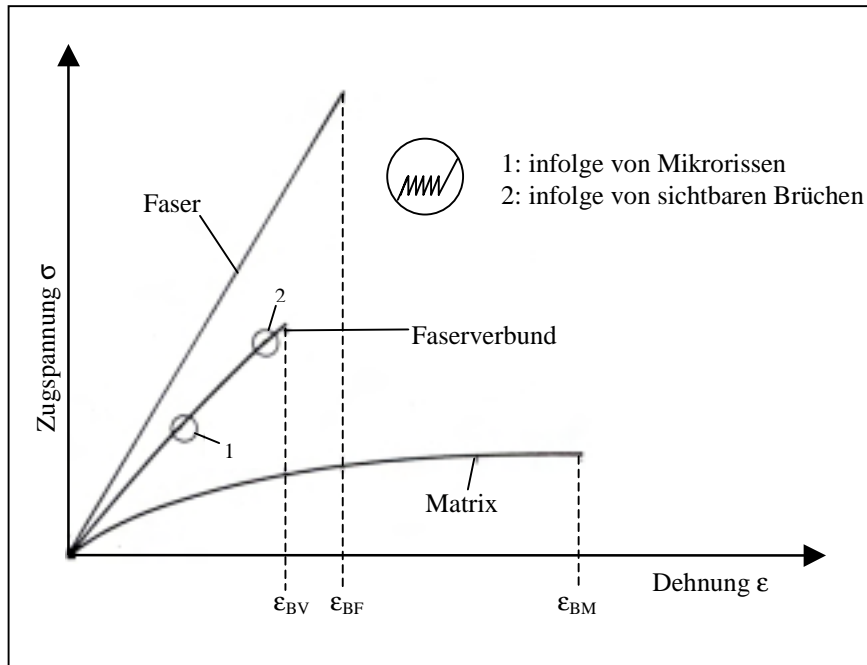


Abbildung 2.18: Spannungs-Dehnungs-Verhalten von FKV nach MICHAELI und WEGENER (1990).

Im Folgenden werden kurz mechanische Eigenschaften von Gelegelaminaten mit unterschiedlich angeordneten Fasern und unterschiedlichem Faservolumengehalt ϕ beschrieben. Wie in Abbildung 2.19 rot dargestellt, hat das $0^\circ:90^\circ$ -Gelege den geringsten E-Modul bei einer Belastung unter einem Winkel von 45° . Das mit $0^\circ:60^\circ:120^\circ$ -UD-Schichten aufgebaute Gelege (schwarz) hat einen nahezu konstanten E-Modul und wird als quasi-isotropes Gelege bezeichnet. Die Steifigkeit eines UD-Laminates (blau) nimmt mit größer werdendem Winkel zwischen der Belastungsrichtung und der Faserrichtung ab. Man erreicht in Faserrichtung die größte Steifigkeit, quer zur Faserrichtung die geringste Steifigkeit.

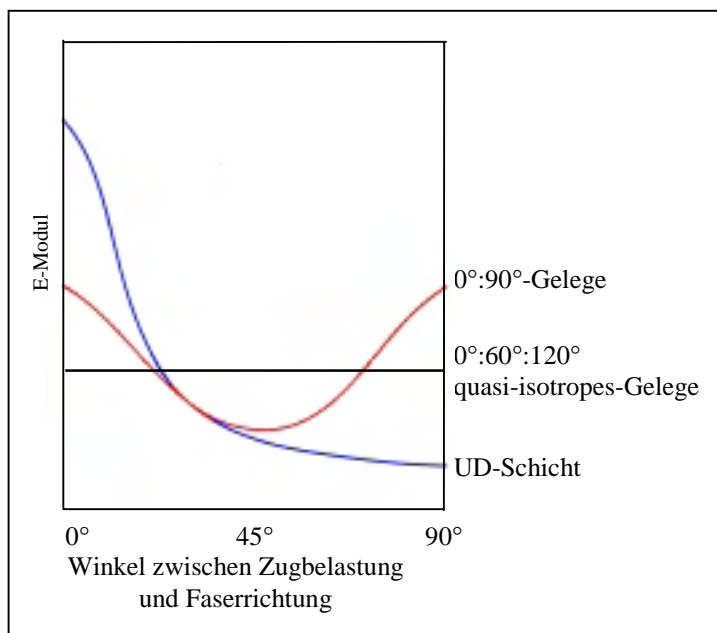


Abbildung 2.19: Schematische Darstellung des Einflusses der Faserorientierung auf die Steifigkeit nach MICHAELI und WEGENER (1990).

Daneben wird die Steifigkeit in Faserrichtung naturgemäß von der Faser und somit vom Faservolumengehalt φ bestimmt (Abb. 2.20). Eine sehr gute Näherung des E-Moduls der parallelverstärkten Einzelschicht erreicht man aus den Eigenschaften der Einzelkomponenten und unter Verwendung der linearen Mischungsregel. Hierbei wird ein repräsentatives Volumenelement betrachtet, von dem eine gleichmäßige, homogene Verteilung von Faser und Matrix angenommen wird. Bei einer Belastung in Faserrichtung wird eine gleiche Dehnung von Faser und Matrix (Parallelschaltung) vorausgesetzt. Die lineare Beziehung lautet:

$$E_{\parallel} = E_{\text{Faser}} \cdot \varphi + (1 - \varphi) \cdot E_{\text{Matrix}}$$

$$\text{mit: } \varphi = \frac{\text{Faservolumen}}{\text{Gesamtvolumen}}$$

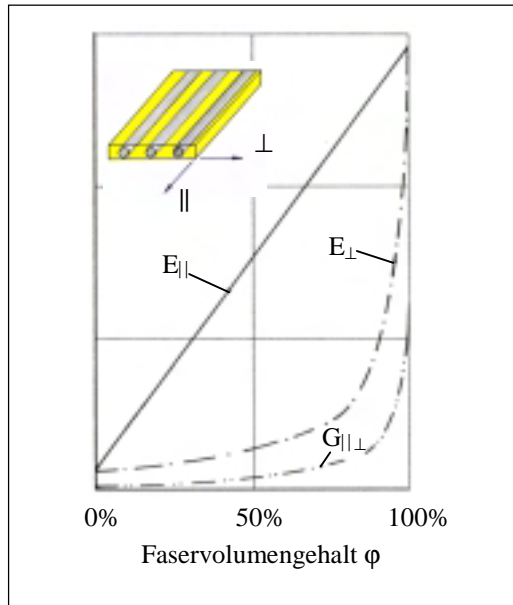


Abbildung 2.20:
Nach der Mischungsregel berechnete UD-Laminat-Moduln.

Für einen Parallelfaserverbund gilt diese lineare Beziehung verhältnismäßig gut. Die Berechnungen des E-Moduls in Faserrichtung stimmen gut mit experimentellen Untersuchungen überein.

Bei der Ermittlung der Elastizitätskennzahl senkrecht zur Faserrichtung wird eine Reihenschaltung der Komponenten, d.h. gleiche Spannung von Faser und Matrix angenommen. Hieraus ergeben sich für den E-Modul senkrecht zur Faserrichtung (E_{\perp}) und dem Schubmodul ($G_{\parallel\perp}$) folgende Beziehungen:

$$E_{\perp} = \frac{E_{\text{Matrix}} \cdot E_{\text{Faser}\perp}}{\varphi \cdot E_{\text{Matrix}} + (1 - \varphi) \cdot E_{\text{Faser}\perp}} \quad \text{und} \quad G_{\parallel\perp} = \frac{G_{\text{Faser}} \cdot G_{\text{Matrix}}}{\varphi \cdot G_{\text{Matrix}} + (1 - \varphi) \cdot G_{\text{Faser}}}$$

Diese beiden Beziehungen zeigen jedoch eine unbefriedigende Übereinstimmung mit experimentell ermittelten Werten. Die Ursache liegt unter anderem in der vereinfachten Annahme, dass Fasern und Harz homogen im FK-Verbund verteilt sind. Dies ist in der Realität jedoch sehr selten der Fall. Es gibt deshalb eine Vielzahl von verbesserten Berechnungsformeln die z. T. auf halbempirischen Modellen beruhen, welche anhand von experimentellen Bestimmungen von Moduln "kalibriert" worden sind. TSAI (1980) empfiehlt auf Grund seiner experimentellen Ermittlungen sogar eine lineare Korrektur der linearen Mischformel mit:

$$E_{\parallel} = (E_{\text{Faser}} \cdot \varphi + (1 - \varphi) \cdot E_{\text{Matrix}}) \cdot K$$

wobei $0,9 < K < 10$ wäre; er nennt dieses K einen "Fehlausrichtungsfaktor" [MOSER, 1992].

PUCK (1969b) und CHAMIS (1984) haben jeweils modifizierte Regeln bei der Ermittlung der matrixdominanten Ingenieurkonstanten E_{\perp} bzw. $G_{\parallel\perp}$ aufgestellt.

Nach Puck ist: $E_{\text{Matrix}}^* = \frac{E_{\text{Matrix}}}{1 - \nu_{\text{Matrix}}^2}$ daraus folgt $E_{\perp} = \frac{E_{\text{Matrix}}^* \cdot (1 + 0,8 \cdot \varphi^2)}{\varphi \cdot E_{\text{Matrix}}^* / E_{\text{Faser}} + (1 - \varphi)^{1,25}}$;

$$G_{\parallel\perp} = \frac{G_{\text{Matrix}} \cdot (1 + 0,6 \cdot \varphi^{0,5})}{\varphi \cdot G_{\text{Matrix}} / G_{\text{Faser}} + (1 - \varphi)^{1,25}}$$

Nach Chamis ist: $E_{\perp} = \frac{E_{\text{Matrix}}}{1 - \varphi^{0,5} \left(1 - \frac{E_{\text{Matrix}}}{E_{\text{Faser}\perp}}\right)}$ und

$$G_{\parallel\perp} = \frac{G_{\text{Matrix}}}{1 - \varphi^{0,5} \left(1 - \frac{G_{\text{Matrix}}}{G_{\text{Faser}}}\right)}$$

Daneben existierten noch eine Vielzahl von Berechnungsmodellen. Eine allgemeingültige Mischungsregel wurde bisher noch nicht gefunden. Je nach Faser-Kunststoff-Kombination hat die eine oder die andere Regel Vor- bzw. Nachteile im Hinblick auf die Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Moduln.

Für die numerischen Untersuchungen in dieser Arbeit wurden aus der Literatur folgende Werkstoffkennwerte von uniaxialen GFK- und CFK-Laminaten verwendet:

Kennwerte der UD-Einzelschicht	GFK	CFK
Faservolumengehalt φ	0,45	0,6
Verformungskennwerte [N/mm ²]		
E_{\parallel}	38600	135000
E_{\perp}	8270	9000
$G_{\parallel\perp}$	4140	4600
$\nu_{\perp\parallel}$	0,26	0,3
$\nu_{\perp\perp}$	0,45	0,4
Festigkeitskennwerte [N/mm ²]		
σ_{\parallel} Zug,Bruch	1062	1250
σ_{\parallel} Druck,Bruch	610	760
σ_{\perp} Zug,Bruch	31	30
σ_{\perp} Druck,Bruch	118	85
τ_{\perp} Bruch	72	50

Tabelle 2.7: Werkstoffkennwerte der berechneten GFK- und CFK-Modelle. Quellen: MOSER (1992) und KENSCHKE (1999).

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 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.

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 kön-

nen 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-Zyklus 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 Ursprungskonfiguration 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).

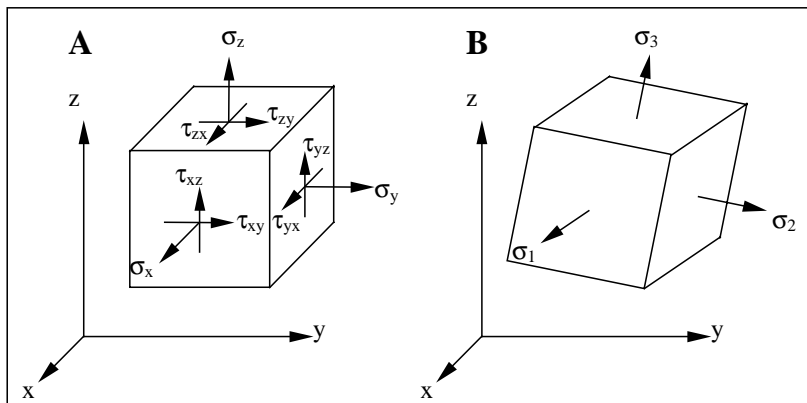


Abbildung 3.1:
Schematische Darstellung der Normal-, Schub- und Hauptspannungen an einem differentiellen Volumenelement [BEITZ und KÜTTNER, 1990].

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-Verbundlaminare 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: $\{\sigma\} = [C] \{\varepsilon\}$.
- 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: $\{\varepsilon\} = [S] \{\sigma\}$.
- 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.

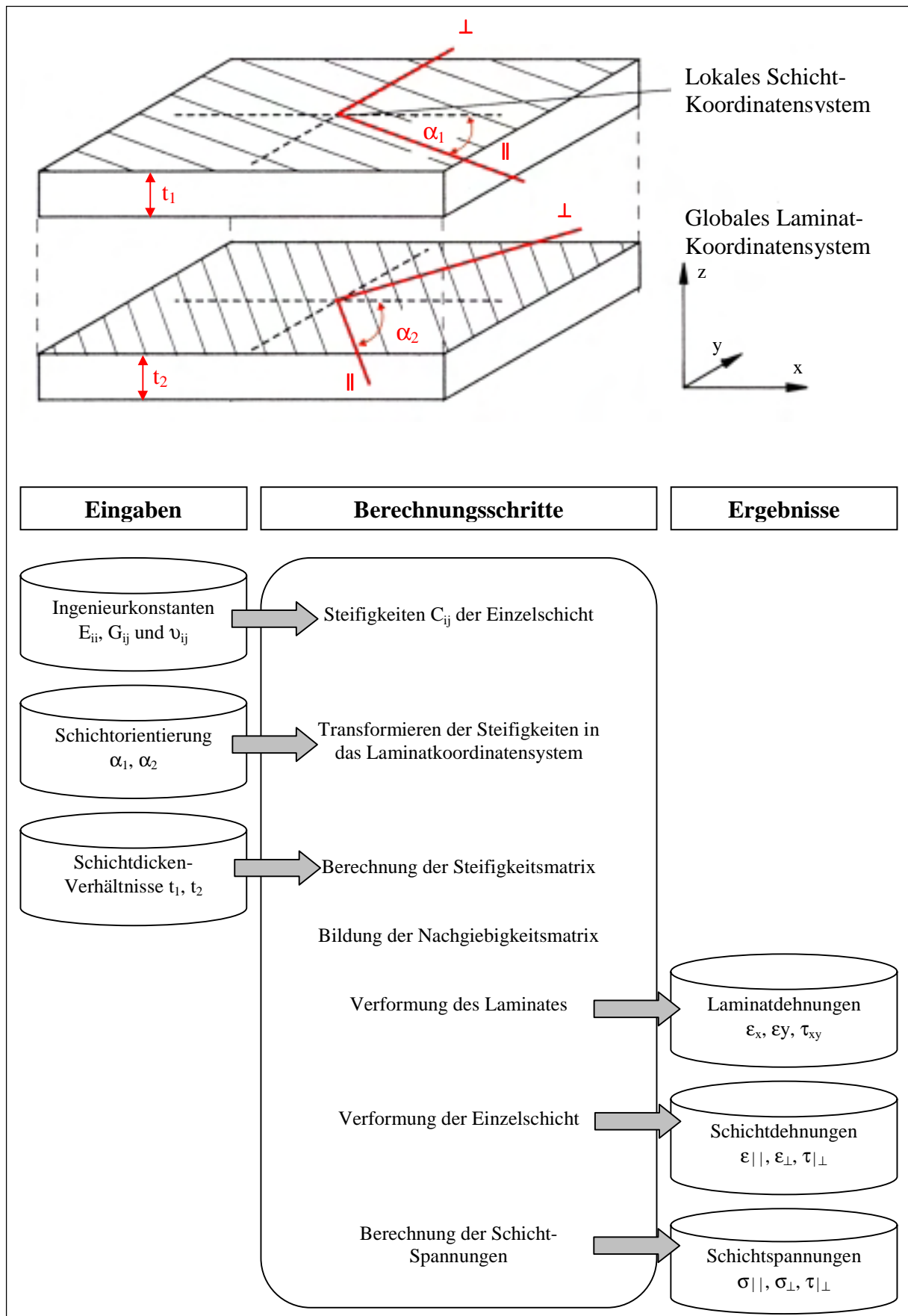


Abbildung 3.2: Schematische Darstellung der einzelnen Koordinatensysteme bei Mehrschichtlaminaten und des Berechnungsablaufes nach der Kontinuumstheorie [MICHAELI und WEGENER, 1990].

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.

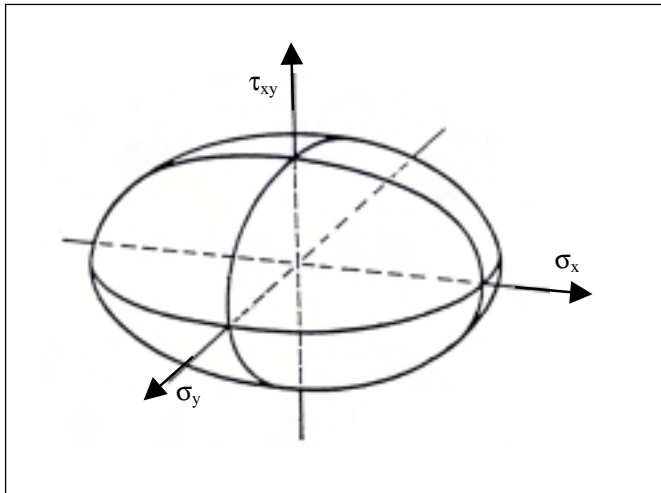


Abbildung 3.3:
Versagungskörper eines isotropen Werkstoffes nach der Gestaltänderungsenergie-Hypothese in Form von Normal- und Schubspannungen.

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.

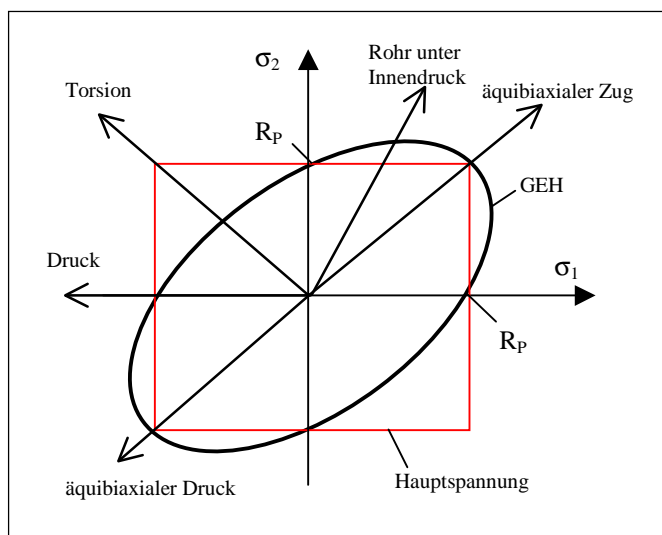


Abbildung 3.4:
Versagensdiagramm bei zweiachsiger Beanspruchung mit Versagenskriterien (GEH, maximale Hauptspannung) in Form von Hauptspannungen nach MUNZ und FETT (1989).

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 Spröbruch 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 Spröbruch, 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 Hauptrichtungen.

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).

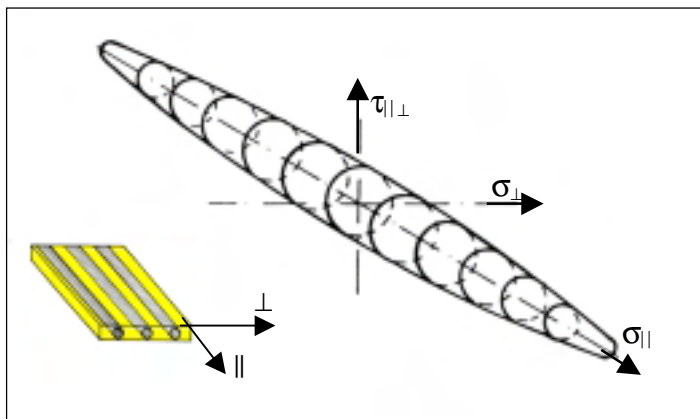


Abbildung 3.5:
Versagenskörper nach Tsai-Hill.

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.

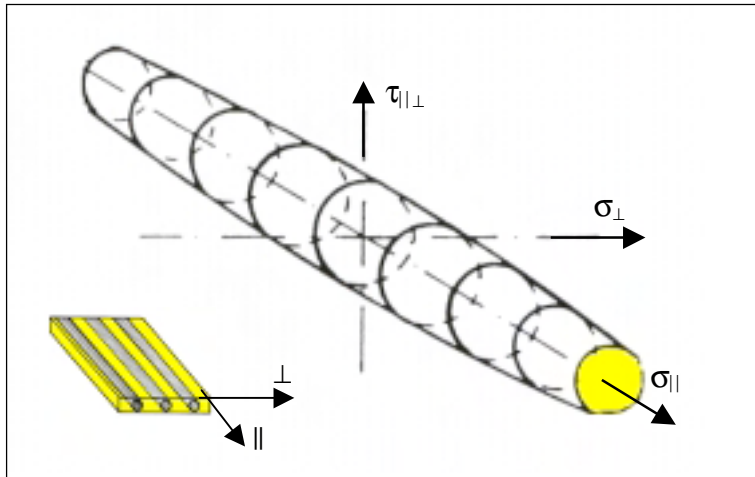


Abbildung 3.6:
Versagenskörper nach Puck.

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 zweidimensio-

nale 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.

Weitergehende Informationen können direkt der Arbeit von REUSCHEL (1999) entnommen werden.

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: $E_1 = 8270 \text{ MPa}$, $E_2 = 38600 \text{ MPa}$, $G = 4140 \text{ MPa}$, $\nu = 0,26$

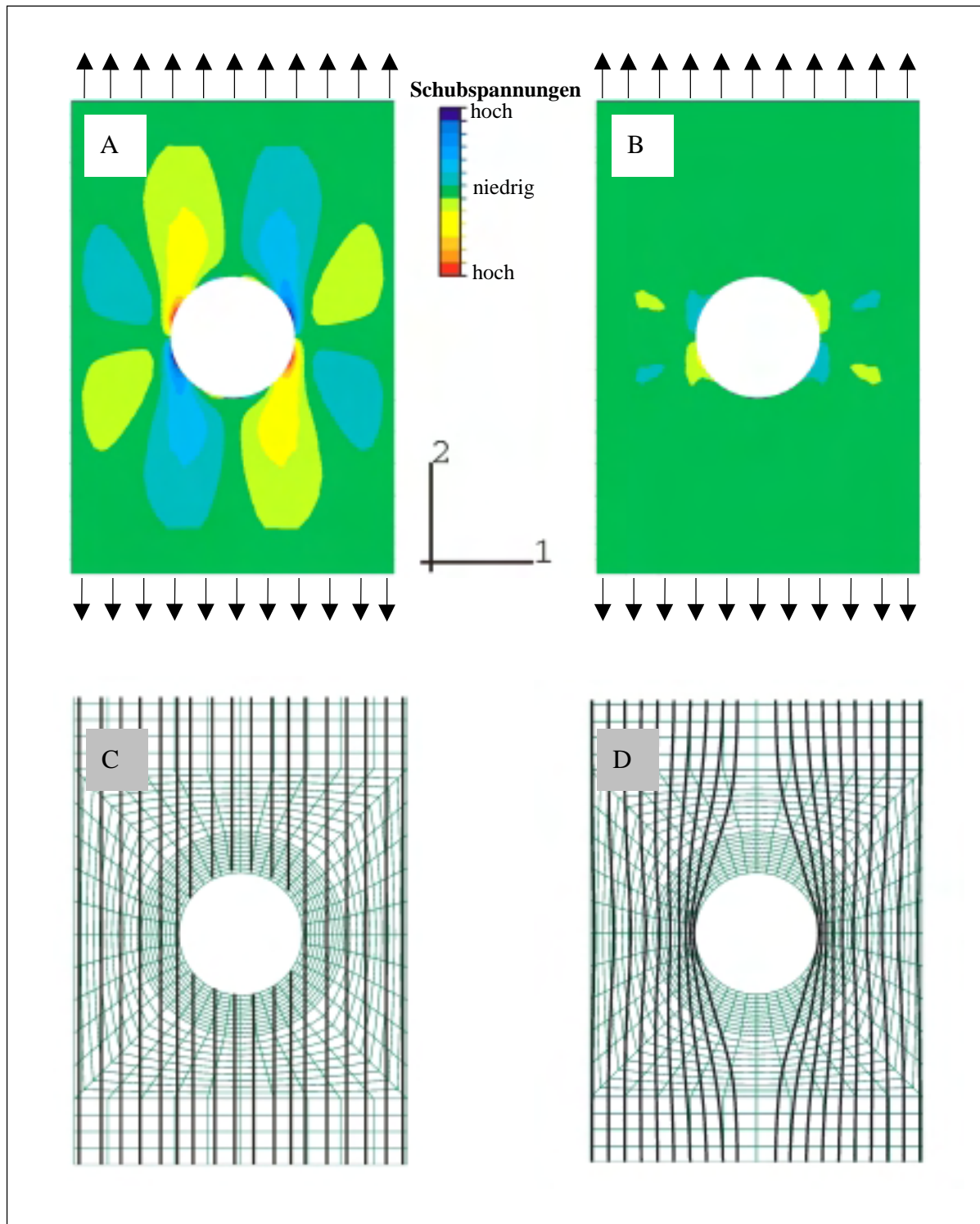


Abbildung 3.8: Lochplatte unter Zugbelastung.

A: Schubspannungsverteilung vor der CAIO-Optimierung; B: Schubspannungsverteilung nach der CAIO-Optimierung; C : Unidirektionale Fasernordnung vor der Optimierung; D: Optimierte Fasernordnung.

3.3 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. 3.9): Handrad zur Krafteinleitung (a); Kraftmessuhr (b); verstellbarer Hebelarm (c); Einspannvorrichtung für Probestücke (d); Wegmessuhr (e);

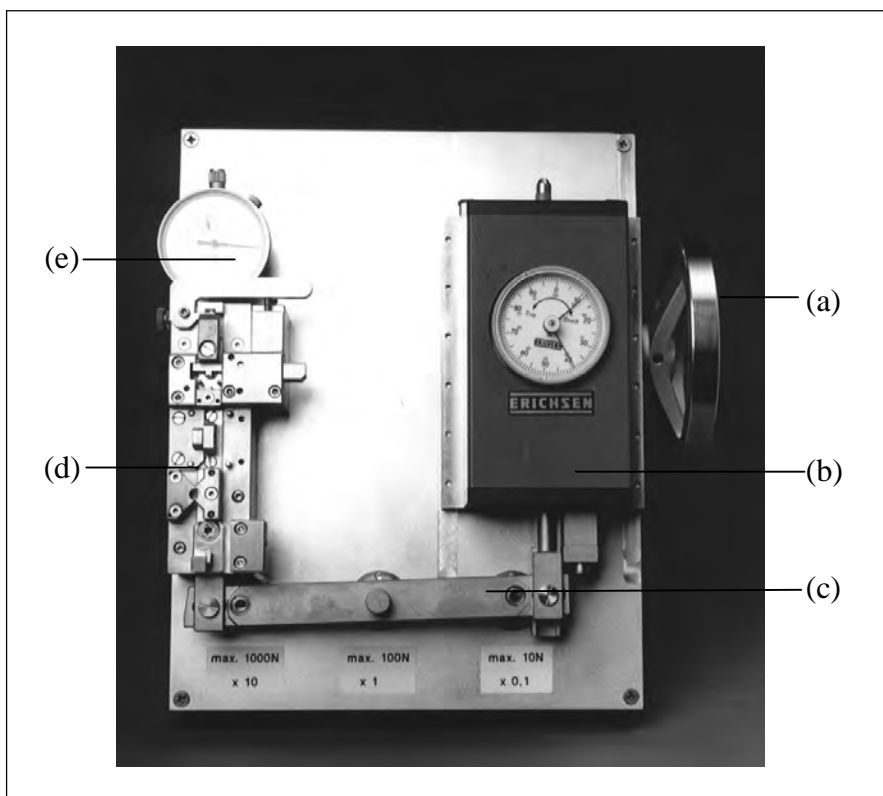


Abbildung 3.9:
Der Fractometer III.

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. 3.10). 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)

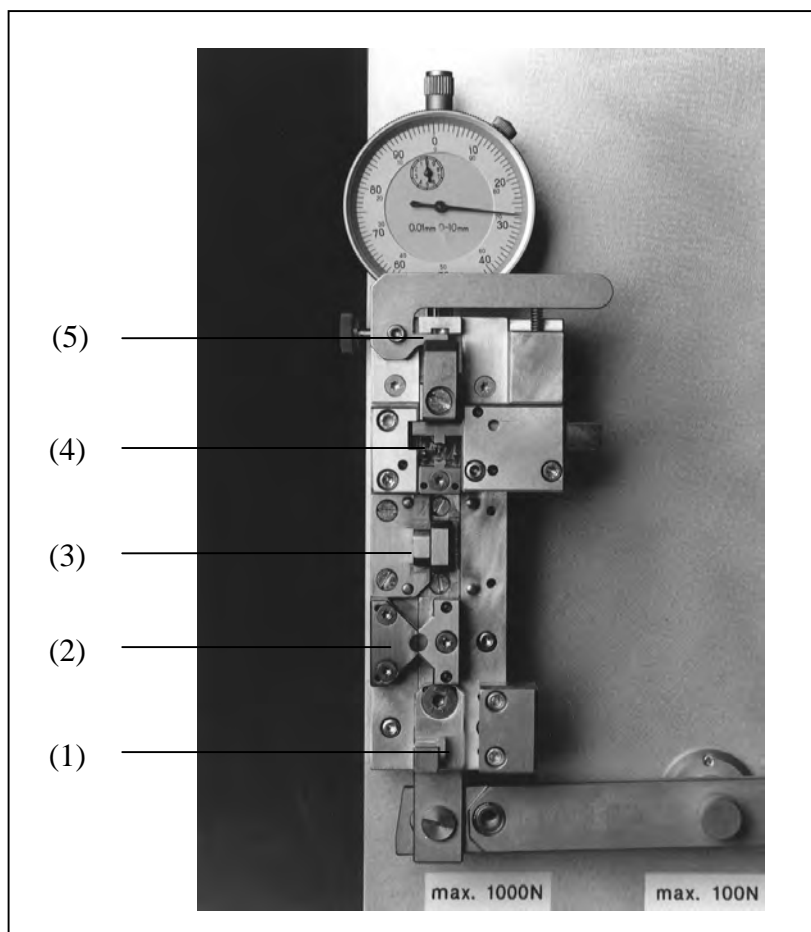


Abbildung 3.10:
Die Einspannvorrichtung
des Fractometer III.

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 3.11 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 entgegengesetzt. 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 entgegengesetzt. 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 $\tau_{r,t}$ sind Widerstände, die der Baumstamm einem Versagen durch Schubspannungen entgegengesetzt.

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. 3.11).

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 entgegengesetzt. Bei der Bestimmung der axialen Druckfestigkeit wird das Probensegment parallel zur Faserrichtung bis zum Versagen belastet und die maximale Druckkraft ermittelt (Abb. 3.11).

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 entgegengesetzt. 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. 3.11).

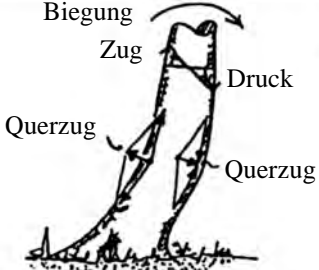
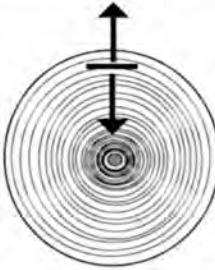
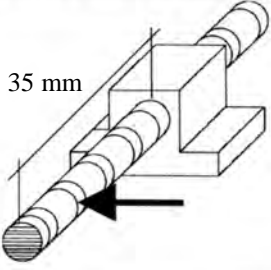
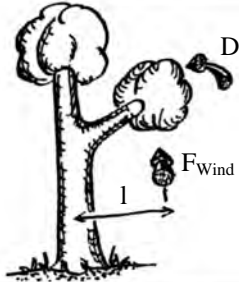

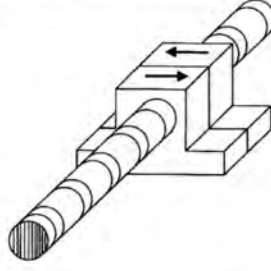
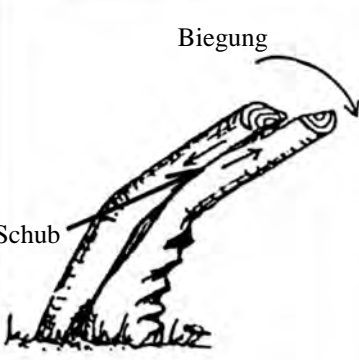

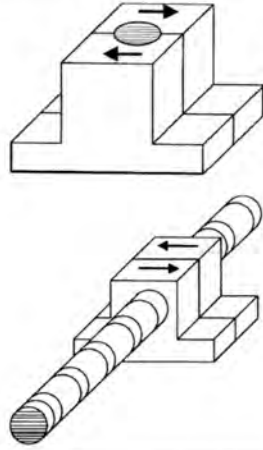
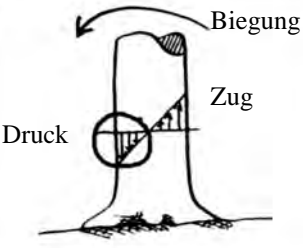


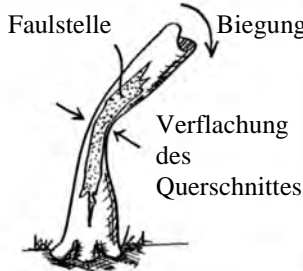
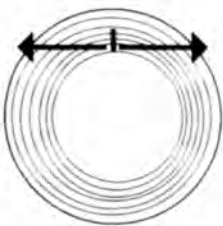
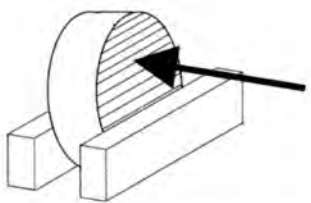
Belastung des Baumes	Belastungsrichtung an einem Baumstamm	Belastung und Ausrichtung der Probe im Fractometer III
 <p>Biegung Zug Druck Querzug Querzug</p>	 <p>$\sigma_{Z,r}$</p>	 <p>35 mm</p>
 <p>Drehung F_{Wind} l</p>	 <p>$\tau_{r,t}$</p>	
 <p>Biegung Schub</p>	 <p>$\tau_{t,l}$ $\tau_{r,l}$</p>	
 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

Abbildung 3.11: 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.

4 Die innere Optimierung der Bäume

Eine Zielsetzung der vorliegenden Arbeit ist es, die Innenarchitektur von Bäumen zu untersuchen. Wie reagiert der Baum auf unterschiedliche mechanische Belastungen? Warum gibt es lastgesteuerte Festigkeitsverteilungen im Baum, die einem möglichen Versagen entgegenwirken? Welche holzanatomischen Unterschiede bestehen zwischen besonders hoch belasteten Bereichen im Baum und weniger hoch belasteten Bereichen? Gibt es eine Korrelation zwischen Festigkeit und Holzanatomie?

Die Untersuchungen zur inneren Optimierung der Bäume basiert auf einer Feldstudie an Bäumen mit gerade gewachsenen, defektfreien Stämmen [GÖTZ, 1997] [GÖTZ und MATTHECK 1998]. Die Ergebnisse dieser Studie werden in Kapitel 4.1 kurz dargestellt. Das Ergebnis dieser Studie sind Informationen über die Streuung der verschiedenen Festigkeiten innerhalb einer Baumart bzw. Erkenntnisse über eine mögliche Festigkeitsverteilung in radialer Richtung, also von der Rinde bis zum Mark hin. Daneben werden die mit dem Fractometer III ermittelten Kennwerte zur axialen Druckfestigkeit mit den in der Literatur aufgeführten Festigkeitskennwerten, die an Großprüfmaschinen ermittelt wurden, verglichen.

Aufbauend auf dieser Studie wurden mehrere Untersuchungen durchgeführt:

- Feldstudie an Ahorn (Kapitel 4.2) zur Beantwortung der Frage nach einer lastgesteuerten Festigkeitsverteilungen im Baum. Die untersuchten Bäume weisen keine Anzeichen einer Schädigung auf und haben gerade Stämme. Diese Studie soll einen möglichen Festigkeitsverlauf in Stammlängsrichtung aufzeigen bzw. den Normalzustand eines relativ gleichmäßig belasteten Baumes beschreiben. Daneben wird ein möglicher Einfluss des Stammdurchmessers bzw. ein Einfluss des Baumalters auf die Festigkeiten untersucht.
- Feldstudie an hoch belasteten Baumbereichen wie dem Wurzelanlauf (Kapitel 4.3) und dem schiefstehenden, gekrümmten Baumstamm (Kapitel 4.4). Das Ziel dieser Untersuchungen ist, Aussagen über einer Korrelation zwischen Belastung, Festigkeit und Holzanatomie treffen zu können.

4.1 Festigkeitsuntersuchungen an geraden defektfreien Stämmen

In dieser Studie wurde aufgrund der natürlichen Streuung von Festigkeiten in biologischem Material 10 bis 15 Exemplare jeder Baumart untersucht. Zur Festigkeitsbestimmung wurden ausschließlich gerade gewachsene, defektfreie Bäume herangezogen. Der Bohrkern wurde in einer Höhe von ca. 1,3 m radial aus dem Baum entnommen. Anschließend wurde er zum Schutz gegen Austrocknung in einem Klimaröhrchen bis zur Messung mit dem Fractometer III aufbewahrt. Die Untersuchungen erfolgten teilweise direkt nach der Bohrkernentnahme bzw. maximal eine Stunde später im Labor. Die untersuchten Bäume stehen in den Rheinauen bei Karlsruhe und bei Ramberg im Pfälzer Wald.

Bestimmt wurde an jedem Bohrkern die radiale Biegefestigkeit ($\sigma_{B,r}$), die tangentielle Biegefestigkeit ($\sigma_{B,t}$), die axiale Druckfestigkeit ($\sigma_{D,l}$), die tangentielle Scherfestigkeit in Faserrichtung ($\tau_{r,l}$), die radiale Scherfestigkeit in Faserrichtung ($\tau_{t,l}$) und die tangentielle Scherfestigkeit senkrecht zur Faserrichtung ($\tau_{r,t}$).

Aufgrund der großen Anzahl der ermittelten Messwerte beschränkt sich deren Darstellung auf die arithmetischen Mittelwerte und deren Standardabweichungen.

In der Tabelle 4.1 werden die Messwerte in tabellarischer Form angegeben. Diese Tabelle beinhaltet für jede Festigkeit den Mittelwert \bar{X} und die Standardabweichung S der einzelnen Baumart. Der Mittelwert und die Standardabweichung sind in Megapascal [MPa] angegeben. Daneben wird die prozentuale Abweichung der Standardabweichung vom dazugehörigen Mittelwert aufgelistet. Außerdem wird der Mittelwert der prozentualen Standardabweichung

gen der einzelnen Bohrkern einer Baumart aufgeführt. In Abbildung 4.1 und Abbildung 4.2 werden die mittels Fractometer III gemessenen Festigkeitskennwerte der untersuchten Baumarten zum Vergleich graphisch dargestellt.

Baumart	$\tau_{r,t}$				$\tau_{r,l}$				$\tau_{t,l}$			
	\bar{X}	S			\bar{X}	S			\bar{X}	S		
	[MPa]	[MPa]	[%]	$\bar{X}(S)$ [%]	[MPa]	[MPa]	[%]	$\bar{X}(S)$ [%]	[MPa]	[MPa]	[%]	$\bar{X}(S)$ [%]
Tanne	3,99	2,1	51,8	36,3	8,86	2,7	30,7	21,2	8,02	2,4	30,2	21,9
Lärche	4,13	2,2	54,2	38,0	9,11	3,8	41,2	35,9	8,30	1,8	21,7	16,7
Kiefer	3,90	1,2	29,7	20,9	8,37	1,9	22,3	17,3	8,52	1,7	20,4	18,4
Fichte	2,61	1,0	40,1	33,7	6,75	2,3	33,4	22,3	6,45	1,9	28,7	16,9
Douglasie	4,11	1,8	44,8	30,0	8,76	3,5	40,0	21,7	9,44	2,4	25,0	18,4
Eiche	9,12	2,8	30,7	23,5	13,95	3,2	22,7	15,0	9,46	1,6	17,2	13,2
Robinie	8,79	2,2	25,3	21,0	15,26	3,5	22,8	17,4	14,53	2,5	17,5	13,7
Esche	8,09	2,6	32,7	27,9	12,74	2,4	18,5	15,5	11,53	2,0	16,9	12,1
Weide	4,09	1,0	24,8	15,3	7,09	1,6	22,2	12,9	5,66	1,1	20,1	13,3
Pappel	4,28	1,5	33,9	18,6	7,61	1,9	25,4	13,6	5,68	1,8	32,2	16,6
Birke	6,57	1,2	18,3	12,5	11,53	1,8	15,8	9,6	9,32	1,8	18,9	12,0
Ahorn	9,64	2,2	23,0	11,4	15,70	2,5	16,2	8,2	11,74	1,8	15,5	9,1
Buche	9,64	2,0	20,6	15,7	15,48	2,3	15,0	9,3	12,40	2,1	17,1	11,4
Platane	10,80	1,9	17,9	12,8	15,45	1,5	9,5	7,0	10,75	2,0	18,4	8,6

Baumart	$\sigma_{B,r}$				$\sigma_{B,t}$				$\sigma_{D,l}$			
	\bar{X}	S			\bar{X}	S			\bar{X}	S		
	[MPa]	[MPa]	[%]	$\bar{X}(S)$ [%]	[MPa]	[MPa]	[%]	$\bar{X}(S)$ [%]	[MPa]	[MPa]	[%]	$\bar{X}(S)$ [%]
Tanne	10,74	4,6	42,8	24,2	8,54	2,4	28,1	16,8	25,65	6,3	24,6	16,3
Lärche	10,75	3,68	34,2	27,4	8,06	3,1	38,5	32,6	29,42	7,7	26,2	17,4
Kiefer	8,27	2,1	25,4	15,7	7,84	2,0	25,5	20,4	26,52	4,7	17,7	14,8
Fichte	8,23	2,3	27,9	15,4	6,64	1,4	21,1	15,2	19,45	4,3	22,1	13,0
Douglasie	11,01	2,2	20,0	11,4	9,99	2,6	26,0	21,4	28,87	7,49	25,9	15,6
Eiche	26,08	8,8	33,9	18,8	9,97	3,5	35,1	23,8	27,54	7,7	28,0	14,7
Robinie	19,94	6,3	31,6	16,5	13,81	5,8	42,0	30,4	43,80	7,9	18,0	11,7
Esche	19,35	4,4	22,7	17,6	13,98	4,5	32,2	26,4	31,23	5,4	16,6	11,9
Weide	8,98	2,9	32,3	16,6	6,68	1,8	26,9	18,0	15,51	2,9	18,7	12,5
Pappel	11,00	3,48	32,6	19,3	7,89	2,26	28,6	22,2	21,38	4,7	22,0	14,2
Birke	13,62	3,7	27,2	11,3	8,52	3,1	36,4	23,7	26,82	4,4	16,4	11,4
Ahorn	23,03	4,3	18,7	10,4	12,25	3,7	30,2	24,4	33,06	5,3	16,0	10,1
Buche	25,42	5,0	19,7	12,5	11,76	2,7	23,0	15,0	36,40	6,5	17,9	9,9
Platane	33,43	5,0	15,0	10,5	9,76	2,7	27,7	20,1	30,55	4,1	13,4	8,7

Tabelle 4.1: Messwerte der Festigkeiten der 14 untersuchten Baumarten. \bar{X} : Mittelwert; S: Standardabweichung; $\bar{X}(S)$: Mittelwert der Standardabweichung der einzelnen Bohrkern.

Scherfestigkeiten

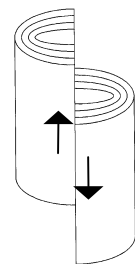
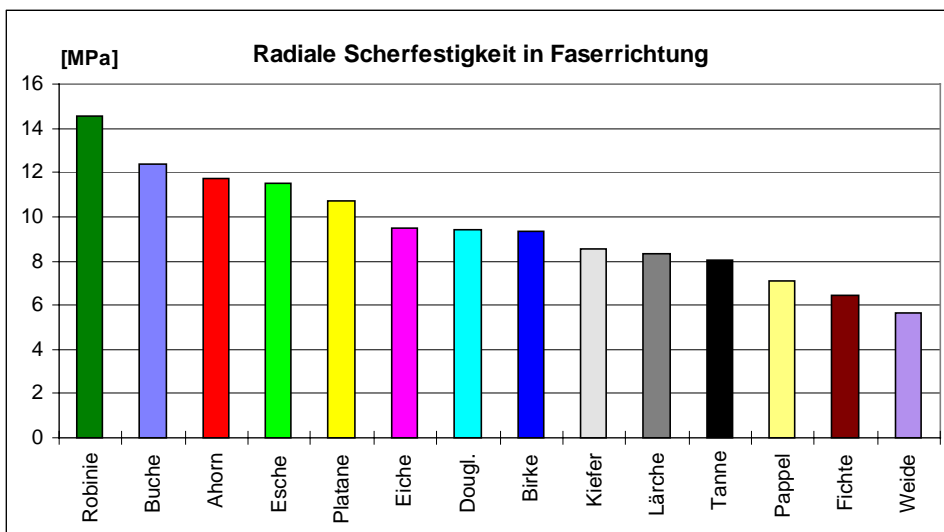
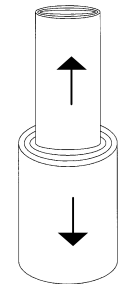
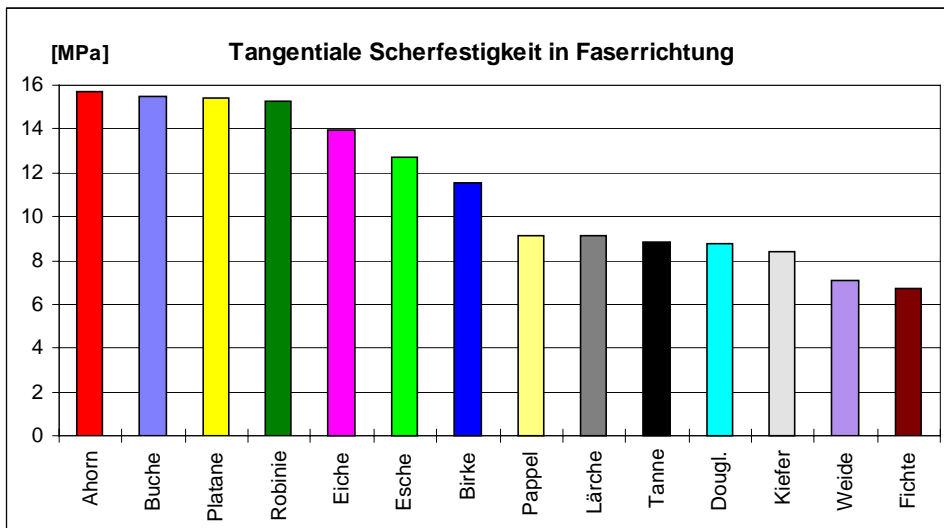
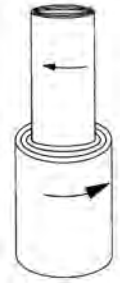
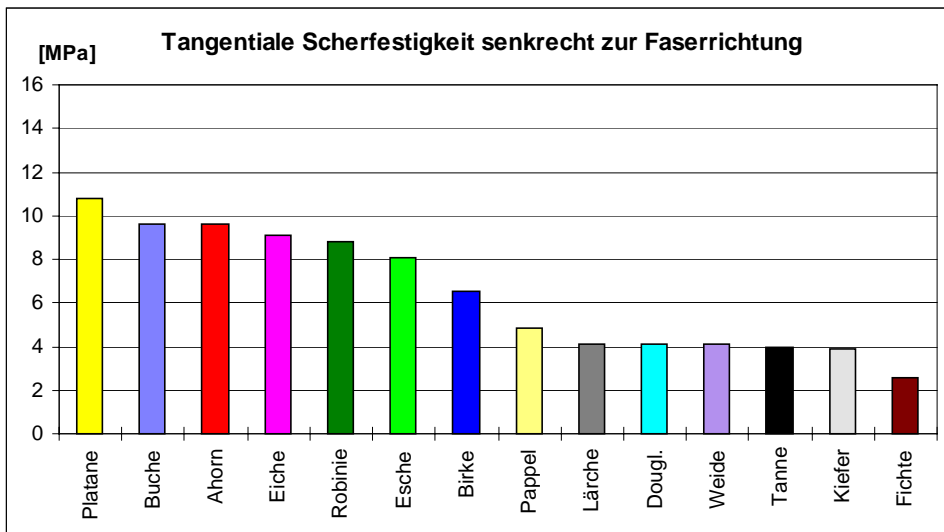


Abbildung 4.1: Vergleich der Mittelwerte der Messergebnisse der 14 untersuchten Baumarten.

Biege- und Druckfestigkeiten

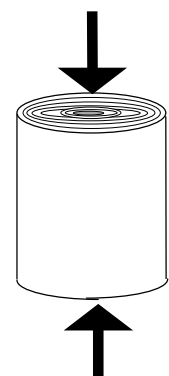
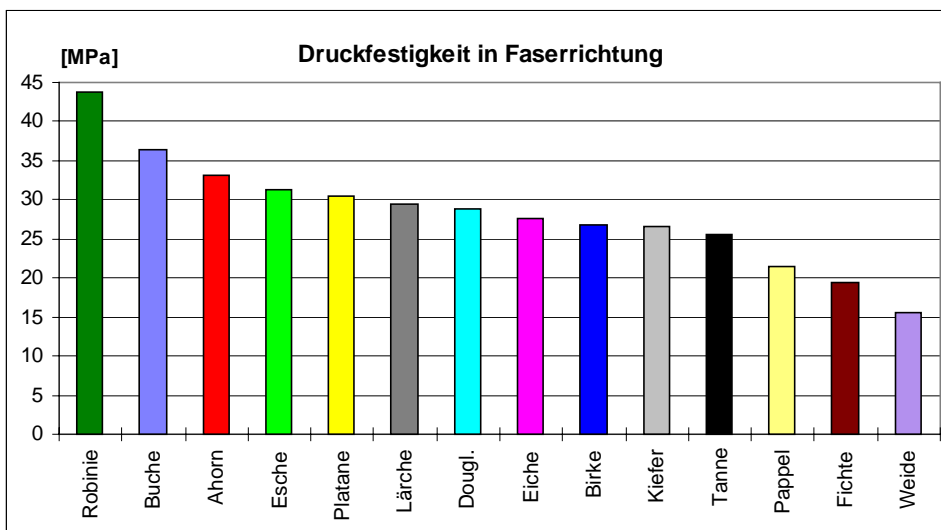
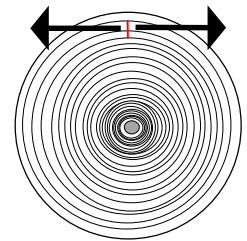
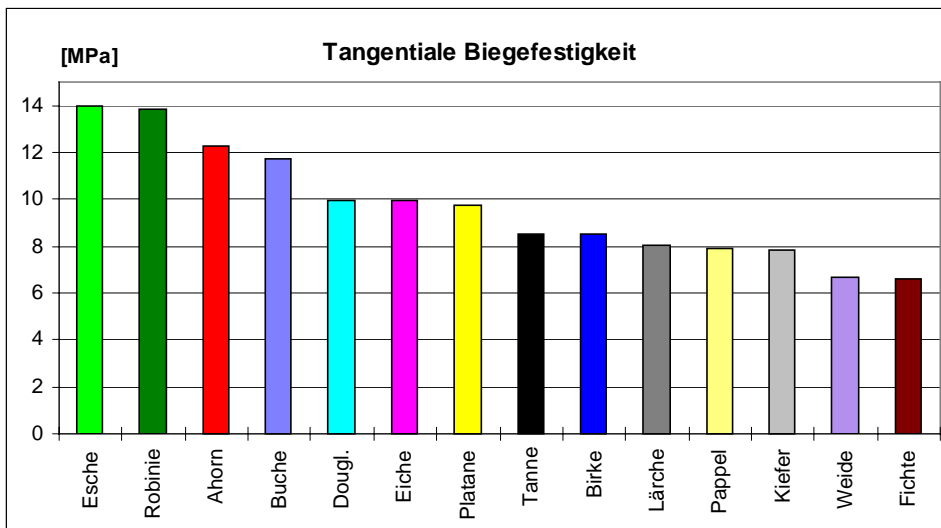
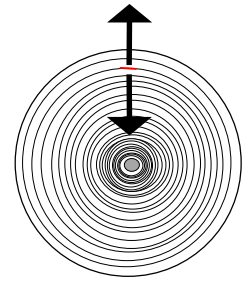
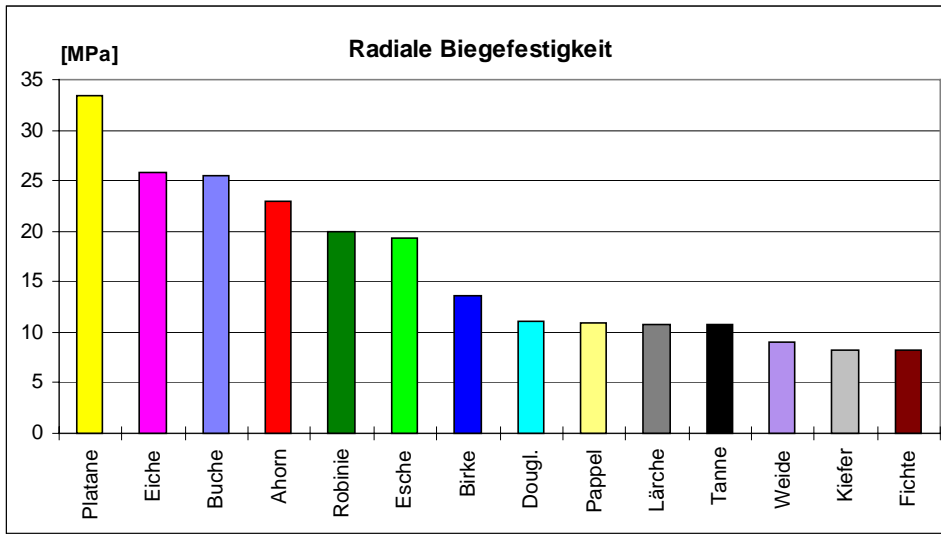


Abbildung 4.2: Vergleich der Mittelwerte der Messergebnisse der 14 untersuchten Baumarten.

Zur eindeutigen Zuordnung werden nachfolgend die untersuchten Baumarten genau bezeichnet:

- Weißtanne (*Abies alba* Mill.);
- Europäische Lärche (*Larix decidua* Mill.);
- Gemeine Kiefer (*Pinus silvestris* L.);
- Rotfichte (*Picea abies* Karst.);
- Douglasie (*Pseudotsuga menziesii* Franco);
- Stieleiche (*Quercus robur* L.);
- Robinie (*Robinia pseudoacacia* L.);
- Gemeine Esche (*Fraxinus excelsior* L.);
- Silberweide (*Salix alba* L.);
- Schwarzpappelhybride (*Populus x canadensis*);
- Hängebirke (*Betula pendula* Roth.);
- Spitzahorn (*Acer platanoides* L.);
- Rotbuche (*Fagus sylvatica* L.);
- Platane (*Platanus acerfolia* Willd.).

Die mit dem Fractometer III gemessenen Festigkeiten liegen in einem Bereich von 2,61 MPa bis 43,80 MPa (Abbildung 4.1 und 4.2). Die unterschiedlichen Belastungsrichtungen und Scherebenen bei der Durchführung der Versuche mit dem orthotropen Werkstoff Holz sind ebenso ein Grund für diese Bandbreite wie der Vergleich der Festigkeiten verschiedener Einzelbäume einer Baumart.

Die berechneten Standardabweichungen dieser Messwerte liegen in einem Bereich von 9,5 % bis 54,2 %. Der Mittelwert der prozentualen Standardabweichung der einzelnen Bohrkerne ist bei allen 14 untersuchten Baumarten deutlich geringer als die Standardabweichung selbst. Das bedeutet, dass die Streuung der Messwerte innerhalb eines Bohrkerns deutlich geringer ist als die Streuung innerhalb einer Baumart. Der Aufbau und somit die Festigkeit eines Baumes ist individuell, seiner lokalen Belastung entsprechend, optimiert.

Unterschiedliche Belastungen des Baumes führen zu voneinander abweichenden Festigkeiten und somit zu großen Standardabweichungen. Auch Lichtverhältnisse, Wasser- bzw. Nährstoffangebot beeinflussen die Struktur des Holzes und damit seine Festigkeit.

Diese Messergebnisse können nicht als absoluter Maßstab angesehen werden, da sie die Festigkeiten im Stamm in einer Höhe von 1,3 Metern von zufällig ausgewählten Bäumen aus den Rheinauen bei Karlsruhe und aus Ramberg im Pfälzer Wald repräsentieren.

Nachfolgend werden an Großmaschinen ermittelte Druckfestigkeitswerte aus der Literatur entnommen und mit den mittels Fractometer III gemessenen Druckfestigkeitswerten verglichen. Wie bereits erläutert, variieren die einzelnen Prüfverfahren der konventionellen Festigkeitsbestimmung sehr stark. In der Literatur sind viele verschiedene Festigkeitswerte aufgeführt. Leider werden nicht immer exakte Angaben über die Versuchsdurchführung der Kennwertermittlung gemacht.

Untersuchungen an grünen Bäumen werden von LAVERS (1983) beschrieben. Diese Untersuchungen basieren auf der ASTM D 2555-70 (American Society for Testing and Materials Standard).

In Abbildung 4.3 und 4.4 werden die mittels Fractometer III gemessenen Druckfestigkeitskennwerte den in der Literatur aufgeführten Messergebnissen gegenübergestellt.

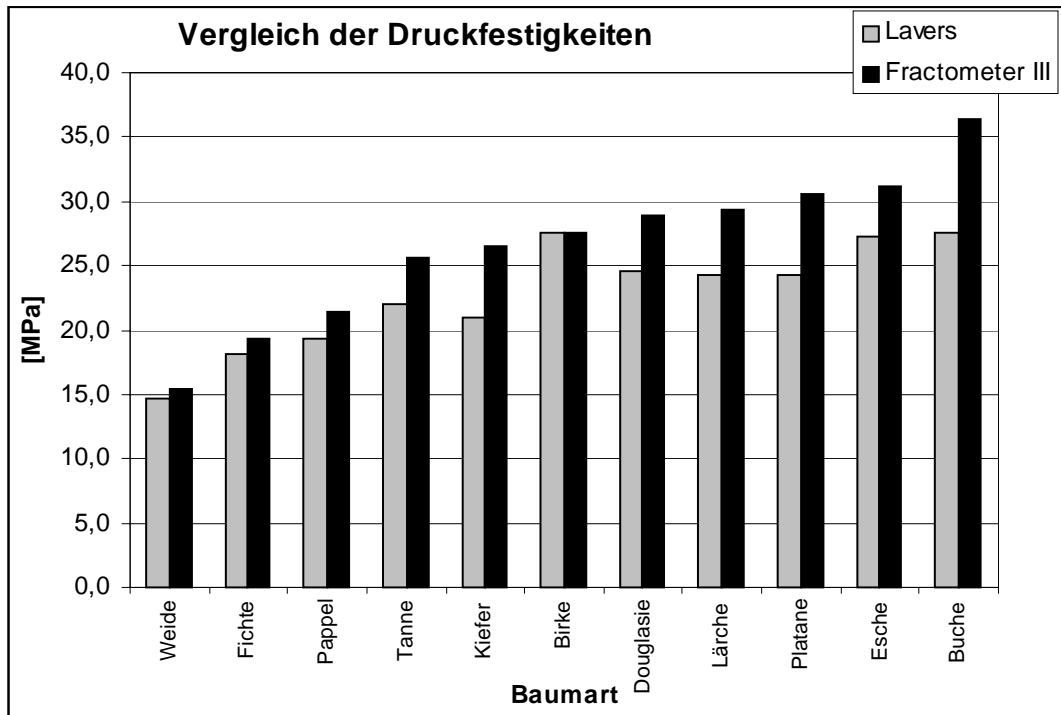


Abbildung 4.3: Vergleich der Messergebnisse von Lavers und den mittels Fractometer III bestimmten Druckfestigkeitskennwerten.

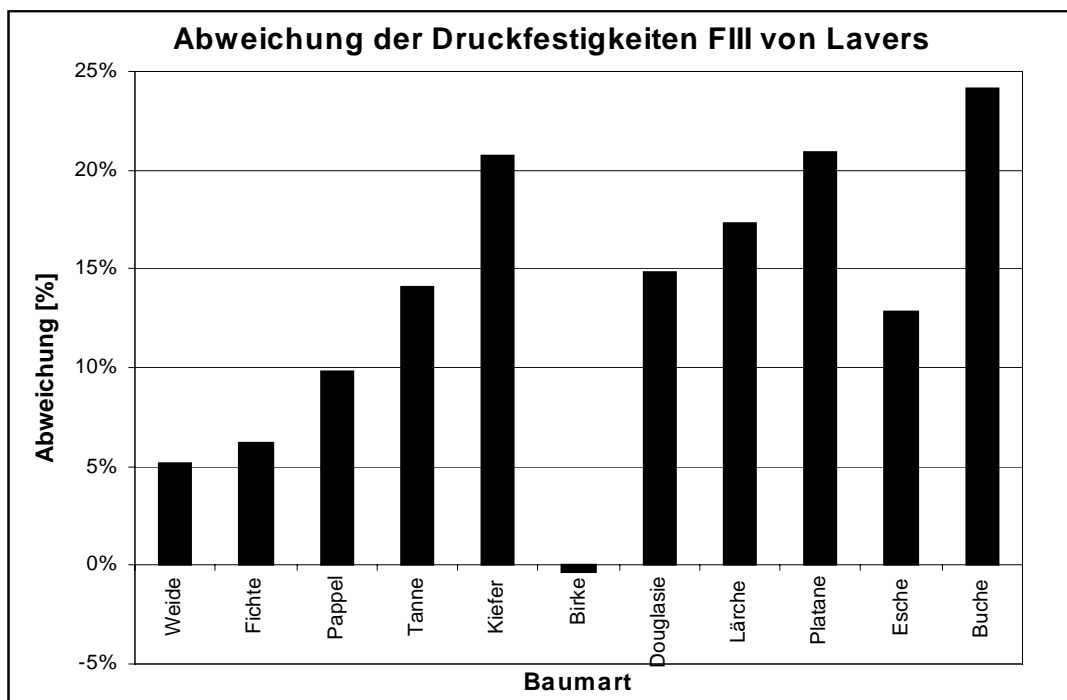


Abbildung 4.4: Prozentuale Abweichung der Fractometer III Messergebnisse von Lavers.

Die Betrachtung von Abbildung 4.3 und 4.4 zeigt deutlich die gute Übereinstimmung der einzelnen Messergebnisse. Die Unterschiede der einzelnen Druckfestigkeiten sind meistens kleiner als 20 %. Die natürliche Streuung der Festigkeiten in Holz und Unterschiede in der Anzahl, Behandlung und Herkunft der untersuchten Proben kann als Grund für diese Diskrepanz herangezogen werden.

Der Vergleich der an Großprüfmaschinen und mit dem Fractometer III ermittelten Druckfestigkeiten zeigt, dass die mit Großmaschinen bestimmten Festigkeiten bis auf eine Ausnahme niedriger sind. Die mittels Fractometer III ermittelten Druckfestigkeitswerte sind im Durchschnitt 13 % größer. Die Bestimmung der Druckfestigkeiten erfolgte bei Lavers an wieder angefeuchteten Trockenholz, das als grünes Holz angesehen wird. Bei der Trocknung von Holzquadern können Trocknungsrisse entstehen und die Druckfestigkeit der Proben senken [KAPPEL, 1998]. Daneben können fladerschnittbedingte Schubspannungen beim Druckversuch an Großproben ebenso eine Erniedrigung der Druckfestigkeit bewirken.

4.2 Festigkeitsuntersuchungen an geraden defektfreien Stämmen in longitudinaler Richtung

Ziel der folgenden Feldstudie an Ahorn ist die Beantwortung der Frage: Gibt es einen Festigkeitsverlauf in Stammlängsrichtung und hat das Alter bzw. die Größe des Stammdurchmessers einen Einfluss auf die Festigkeiten eines Baumes?

Hierzu wurden jeweils zwei junge und zwei ältere defektfreie Bergahornbäume (*Acer pseudo-platanus* L.), die ähnlichen Umwelteinflüssen und ähnlichen äußeren Belastungen ausgesetzt sind, zur Untersuchung herangezogen. Alle vier Bäume stehen in vergleichbaren Beständen in den Rheinauen bei Karlsruhe.

Bergahorn I ist 72 Jahre alt und hat einen Stammdurchmesser von 0,48 m, Bergahorn II und Bergahorn III sind jeweils 30 Jahre alte Bäume mit Stammdurchmessern von 0,2 m bzw. 0,22 m. Bergahorn IV ist 56 Jahre alt und hat einen Stammdurchmesser von 0,42 m.

Die Bohrkerne wurden in neun verschiedenen Ebenen in einem Abstand von 0,2 m radial aus dem Stamm entnommen. Der unterste Bohrkern wurde zwischen den Wurzeln, in einer Höhe von 0,3 m über dem Boden entnommen. Der oberste Bohrkern wurde senkrecht über den unteren Bohrkernen, in einer Höhe von 1,9 m über dem Boden, entnommen (Abb. 4.5). In dieser Feldstudie wurden die radiale und tangentielle Biegefestigkeit, die tangentielle und radiale Scherfestigkeit in Faserrichtung, die tangentielle Scherfestigkeit senkrecht zur Faserrichtung und die axiale Druckfestigkeit an 36 Bohrkernen bestimmt.

Die Ergebnisse dieser Untersuchung sind in Abbildung 4.6 und 4.7 graphisch dargestellt. Die Mittelwerte der Festigkeiten der einzelnen Bäume sind dort in Abhängigkeit der Messebene aufgetragen.

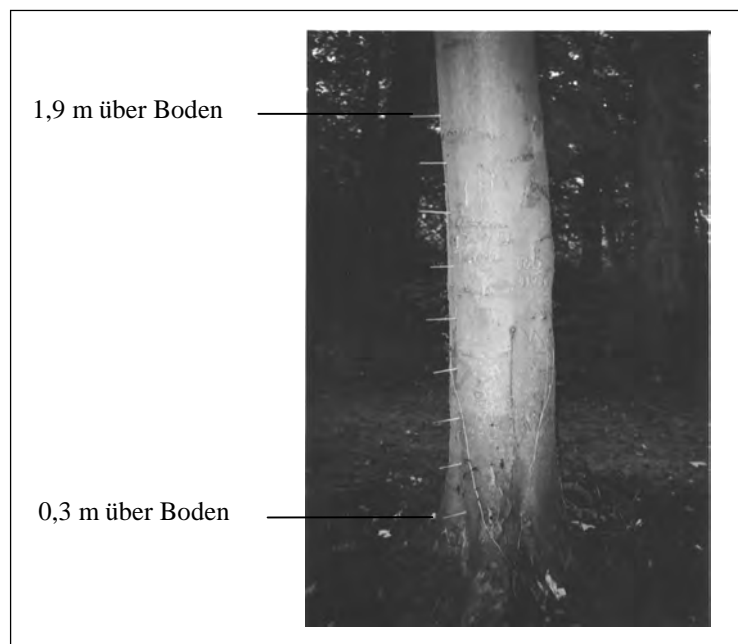


Abbildung 4.5:
Bergahorn IV und Lage der
Messebenen zwischen den
Wurzelanläufen.

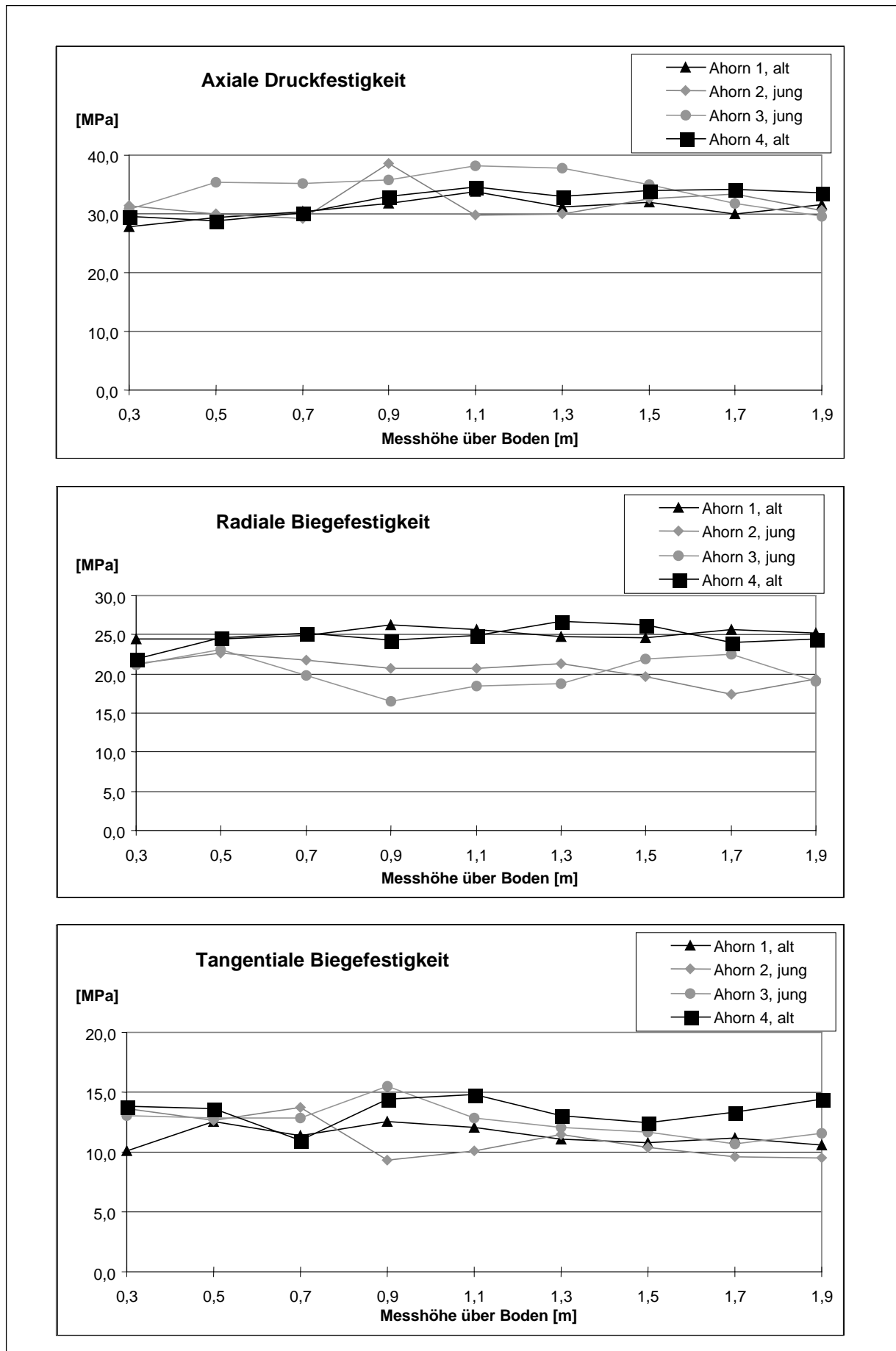


Abbildung 4.6: Vergleich der Mittelwerte der Festigkeiten der einzelnen Bohrkerne.

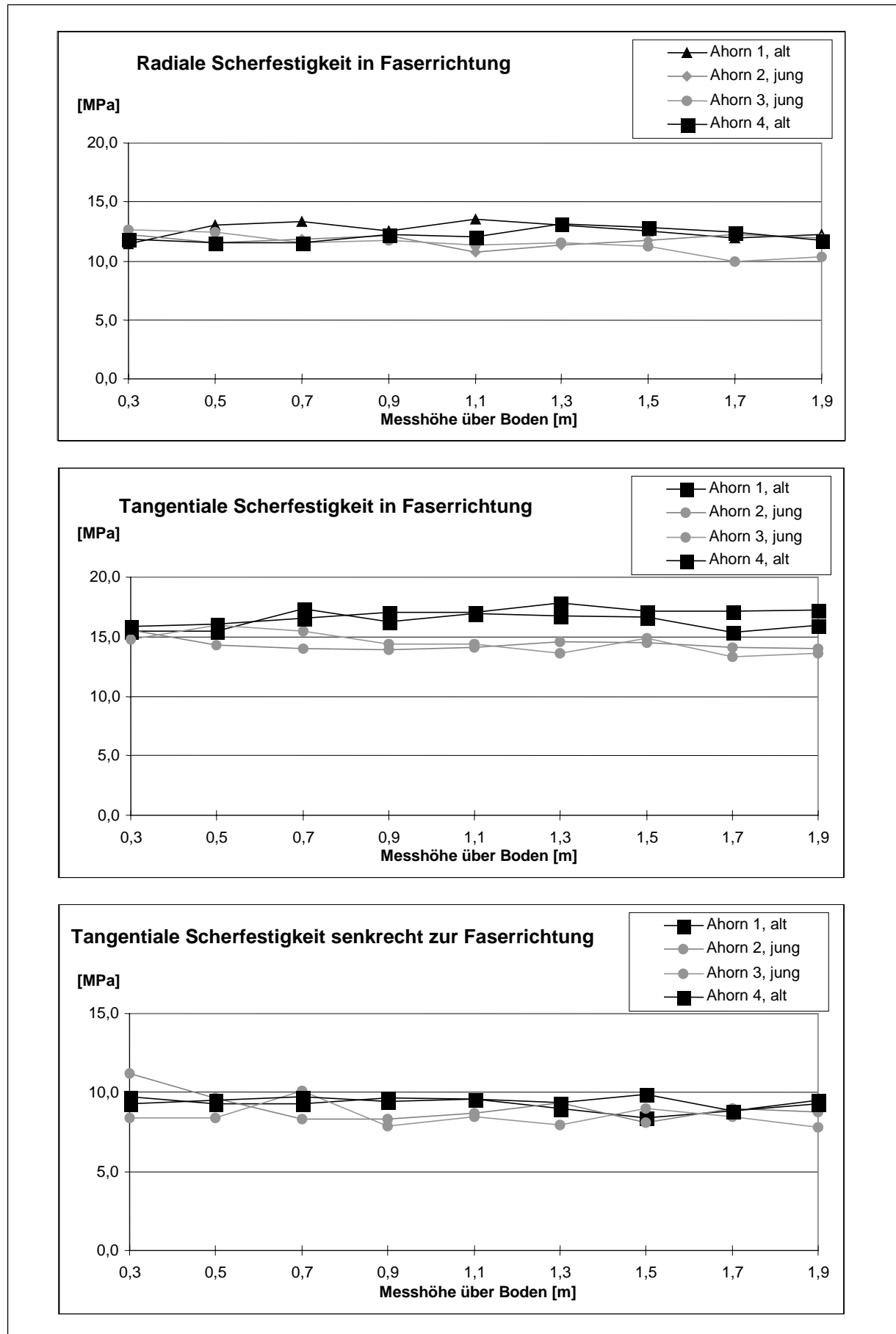


Abbildung 4.7: Vergleich der Mittelwerte der Festigkeiten der einzelnen Bohrkerne.

Der direkte Vergleich der vier Ahornbäume zeigt keinen Zusammenhang zwischen Alter bzw. Stammdurchmesser und den untersuchten Festigkeiten. Neben dieser Übereinstimmung ist auch kein Zusammenhang zwischen Messebene und Festigkeit zu erkennen.

Da sich ein Baum seinen äußeren Belastungen anpasst, führen gleiche Bedingungen zu vergleichbaren Festigkeiten.

4.3 Untersuchung zur Festigkeitsverteilung in Wurzelanläufen

In dieser Feldstudie an Rotbuchen (*Fagus sylvatica* L.) wurde der Verlauf der axialen Druckfestigkeit ($\sigma_{D,l}$) und der radialen Biegefestigkeit ($\sigma_{B,r}$) in longitudinaler Richtung der Stämme untersucht. Die untersuchten Bohrkerne wurden in verschiedenen Ebenen, vom Stamm über den Wurzelanlauf bis in die Wurzel, radial entnommen. Diese Bereiche des Baumes sind unterschiedlichen Belastungen ausgesetzt.

Im Gegensatz zu geraden und defektfreien Bäumen, bei denen die Spannungsverteilung im Stamm aufgrund von äußeren Belastungen leicht zu bestimmen ist, weisen gekrümmte Baumteile bei Belastung entgegen ihrer Krümmung eine lokale Erhöhung der radial gerichteten Querspannungen auf. Mattheck führte für einen solchen Lastfall den Begriff des "Unglücksbalken" ein [MATTHECK und BURKHARDT, 1991] [MATTHECK und BRELOER, 1994].

Erfährt der Baum eine Windlast, so treten auf der windzugewandten Seite axiale Zugspannungen und auf der windabgewandten Seite axiale Druckspannungen auf (Abb. 4.8A). Im Bereich des Wurzelanlaufs erfahren diese axial gerichteten Zugspannungen eine durch die Krümmung hervorgerufene Umlenkung. Dabei entsteht eine resultierende Querkraft.

Da die Zugfestigkeit in Querrichtung deutlich geringer ist als in Längsrichtung (Größenordnung ca. 1:10), kann eine Spaltung der Faserbündel (Faserdelamination) ausgelöst werden (Abb. 4.8B).

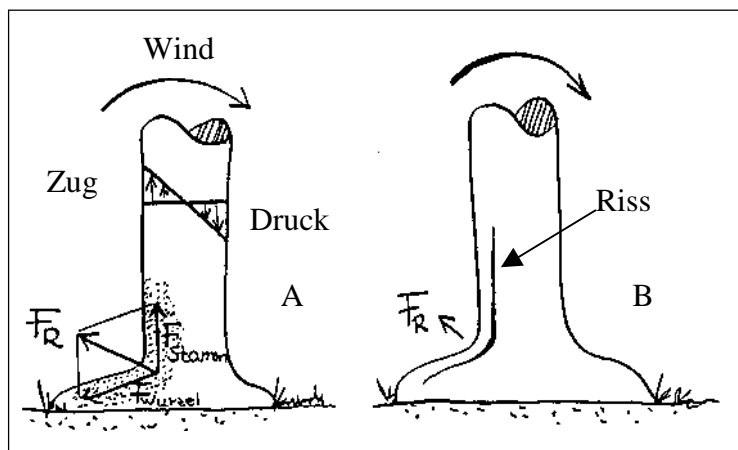


Abbildung 4.8:
Die Entstehung eines "Unglücksbalken" in einem Wurzelanlauf
[MATTHECK, 1995].

Arbeiten von ALBRECHT und ZIPSE zeigten, dass in dem Bereich höchster Radialspannung der Baum die höchsten Querfestigkeiten aufweist [ALBRECHT et al., 1995] [ZIPSE, 1997]. Bäume reagieren demnach auf die Gefahr der Faserdelamination durch größere radiale Querfestigkeiten.

Besonderes Interesse gilt in dieser Studie dem Vergleich zwischen Belastung, Festigkeiten und Holzanatomie.

In Abbildung 4.9 sind diese Querspannungen im Bereich des Wurzelanlaufs einer untersuchten Buche mit Hilfe einer Finiten-Elemente-Rechnung dargestellt. Diese Darstellung der Querspannungen (minimale Hauptspannung auf der Zugseite der Biegung) dient zum Ver-

ständnis der vorliegenden Spannungsverteilung im Bauminneren. Die Rechnung erfolgte mit isotropen Materialkennwerten linear elastisch und es wurde der ebene Dehnungszustand betrachtet (die FE-Analyse erfolgte quasi an einer dünnen Scheibe im Inneren des Baumes).

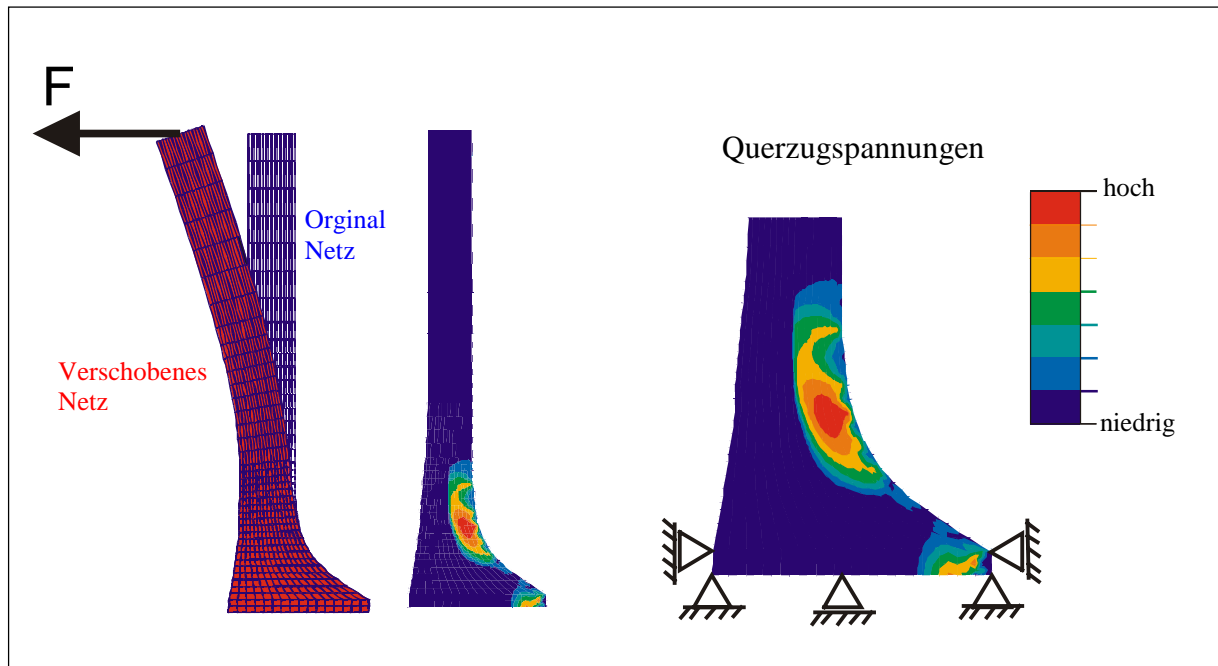


Abbildung 4.9: Darstellung der Querspannungen, die durch den Wurzelanlauf bei Belastung entgegen der Krümmungsrichtung eingeleitet werden.

Insgesamt wurden neun Rotbuchen mit ausgeprägten Wurzelanläufen (WA) zur Untersuchung herangezogen. Die Abbildung 4.10 zeigt einen der untersuchten Bäume und die Positionen der Bohrkernentnahme.

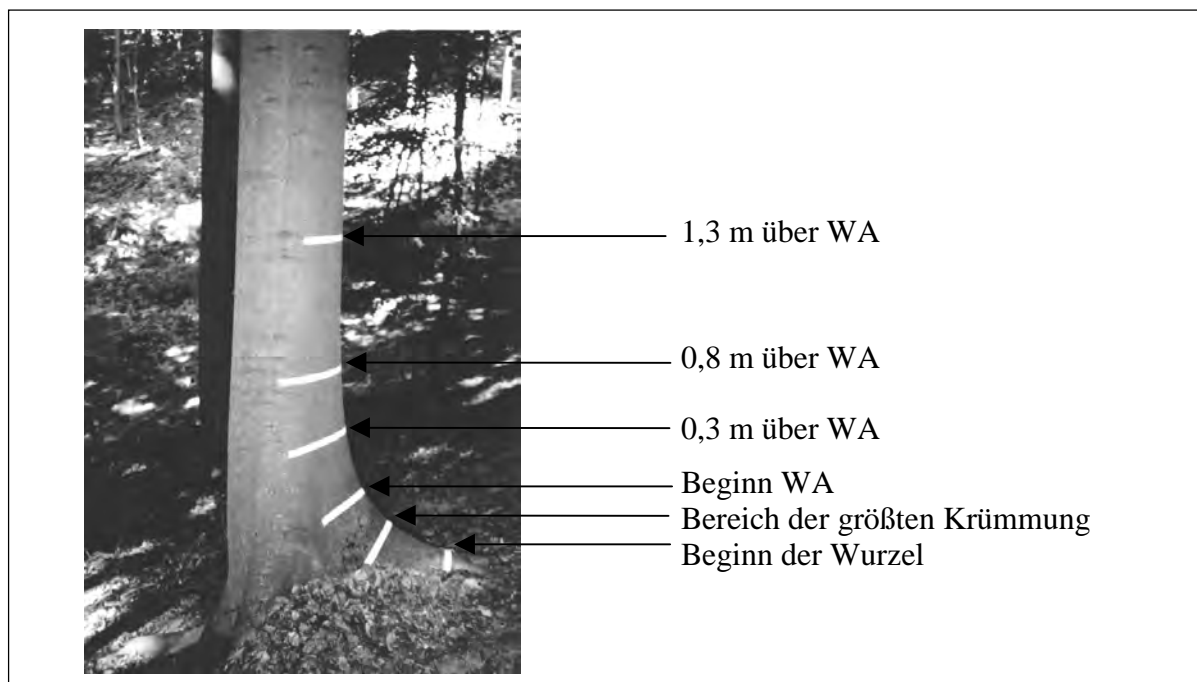


Abbildung 4.10: Untersuchte Rotbuche und Positionen der Bohrkernentnahme.

Zur Bestimmung der radialen Biegefestigkeit wurden die Bohrkerne in Abständen von 22 mm gebrochen. Von jedem durch den radialen Biegebruch erhaltenen Probenstück wurde an den Stirnseiten mit einer Rasierklinge eine 1 mm starke Scheibe abgeschnitten, um die delaminierten Holzfasern bzw. Holzstrahlen zu entfernen. Anschließend wurde das 20 mm lange Probenstück in vier Segmente mit einer Länge von jeweils 5 mm geteilt und von jedem Segment die axiale Druckfestigkeit ermittelt. Bei Bohrkerne mit einer Länge von 0,3 m konnten so bis zu 13 radiale Biegefestigkeits- und 50 axiale Druckfestigkeitsuntersuchungen durchgeführt werden.

Aufgrund der großen Anzahl der ermittelten Messwerte beschränkt sich deren Darstellung auf die arithmetischen Mittelwerte der Bohrkerne einer Buche. Ein typischer Festigkeitsverlauf wird exemplarisch in Abbildung 4.11 graphisch dargestellt. Die Mittelwerte der Festigkeiten der einzelnen Bohrkerne sind in Abhängigkeit der Messebene aufgetragen. Daneben ist jeweils ein Tangentialschnitt aus der entsprechenden Messebene zu sehen. In diesen Tangentialschnitten sind die spindelförmigen Querschnitte (dunkle Bereiche) der Holzstrahlen erkennbar.

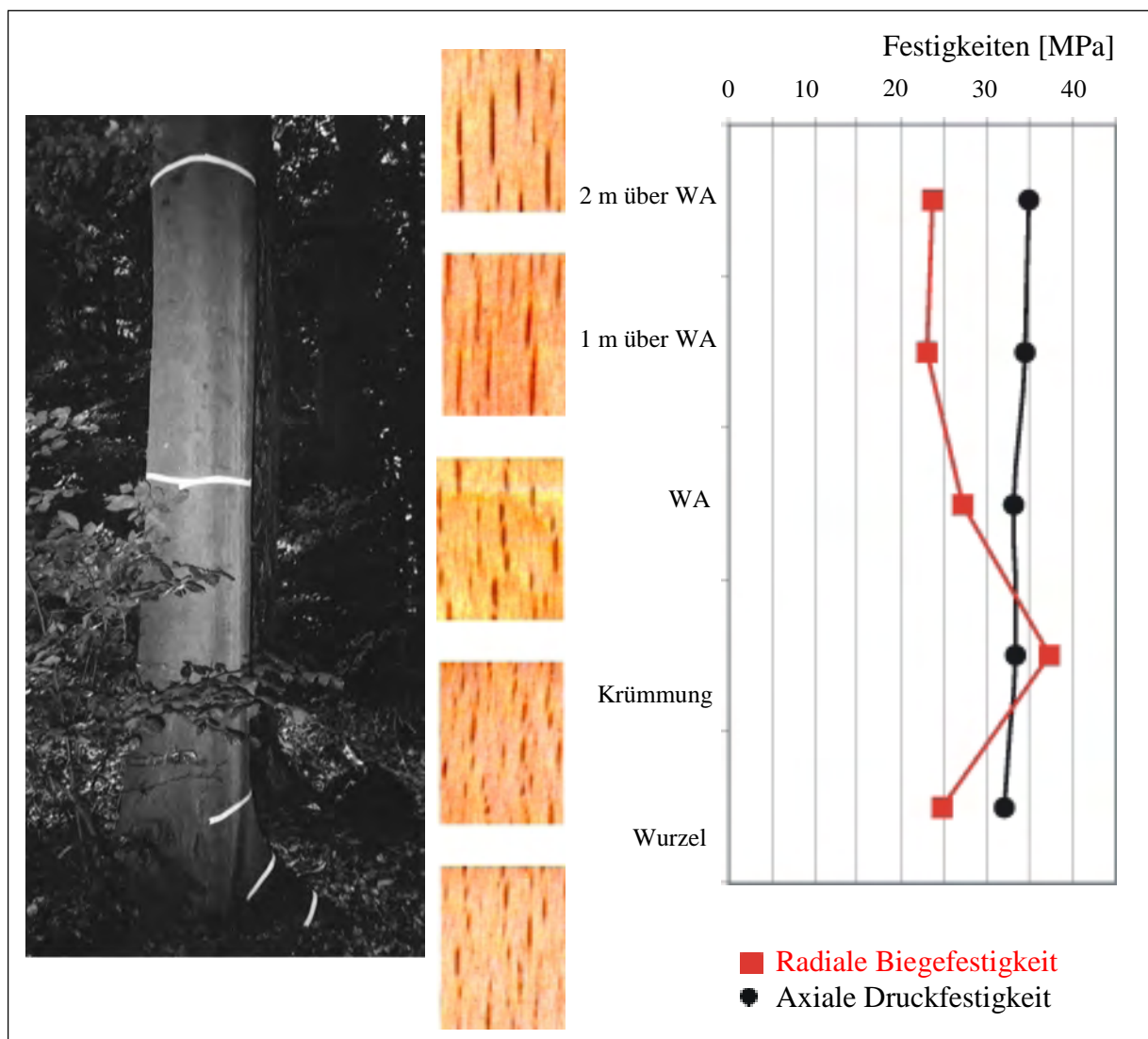


Abbildung 4.11: Positionen der Bohrkernentnahme, Tangentialschnitte der untersuchten Bohrkerne und Mittelwerte der untersuchten Bohrkerne einer Buche.

Im Gegensatz zu den vorangegangenen Untersuchungen an Bergahornbäumen liefert die Messung der axialen Druckfestigkeit und der radialen Biegefestigkeit der neun Rotbuchen differierende Ergebnisse. Bei allen neun untersuchten Buchen nimmt die axiale Druckfestigkeit vom Stamm bis zum Wurzelanlauf leicht ab bzw. bleibt nahezu konstant. Die radiale Biegefestigkeit nimmt vom Stamm bis in den Bereich der größten Krümmung des Wurzelanlaufs zu und danach in der Wurzel wieder ab. Bäume reagieren demnach auf die Spaltgefahr durch größere radiale Querfestigkeiten.

Die Änderung der axialen Druckfestigkeit von oberen Stammbereichen bis zum Wurzelanlauf bzw. dem Bereich der größten Krümmung beträgt bei acht von neun untersuchten Buchen 10 % bis 20 %.

Die radiale Biegefestigkeit steigt von oberen Stammbereichen bis in den Bereich der größten Krümmung des Wurzelanlaufs bei acht von neun untersuchten Buchen. Dieser Anstieg beträgt zwischen 40 % und 88 %. Bei sieben von neun untersuchten Buchen ist die radiale Biegefestigkeit in der Wurzel deutlich geringer als im Bereich der größten Krümmung des Wurzelanlaufs.

Neben dieser Festigkeitsverteilung konnte ein Zusammenhang zwischen Holzanatomie und Querfestigkeit abgeleitet werden.

In Abbildung 4.11 ist ein Zusammenhang zwischen der Messebene und der Größe, der Geometrie und der Anzahl der Holzstrahlen ersichtlich. In den oberen Stammbereichen sind die wenigen Holzstrahlen hoch, schmal und spindelförmig, in den unteren Bereichen niedrig, breit und eher kurzspindelrig. Die Anzahl der Holzstrahlen steigt bis zum Bereich der größten Krümmung des Wurzelanlaufs und fällt anschließend wieder im Wurzelbereich.

Der Verlauf der radialen Biegefestigkeit korreliert mit dem Verlauf der Änderung der Holzstrahlgröße, -geometrie und -anzahl. Bereiche mit vielen, kleinen Holzstrahlen weisen deutlich höhere radiale Biegefestigkeiten auf als Bereiche mit wenigen hohen und sehr schmalen Holzstrahlen. Das biomechanische Holzmodell von Mattheck bezeichnet die Holzstrahlen auch als I-Balken, die für den radialen Zusammenhalt der Holzfasern verantwortlich sind [MATTHECK, 1995]. Bei der Ermittlung der radialen Biegefestigkeit wird die Belastung des Baumes durch Querzug simuliert. Hierbei werden die Holzstrahlen auf Zug belastet. Viele kleine Holzstrahlen bewirken bei Querzug einen größeren Bruchwiderstand gegenüber Längsspaltung des Holzes als wenige hohe und schmale Holzstrahlen. Diese Vermutung liefert somit eine plausible Erklärung für die höhere radiale Querfestigkeit in Bereichen des Wurzelanlaufs als in höheren Stammbereichen.

Das biomechanische Holzmodell liefert eine mögliche Erklärung für den Abfall der Druckfestigkeit von höheren Stammbereichen bis zum Wurzelanlauf. Die schmale, hohe Spindel-form des Holzstrahlquerschnittes sorgt für eine weiche Umlenkung der Holzfasern um den Holzstrahl und damit auch für eine hohe axiale Druckfestigkeit. Belastet man hingegen stark vorgekrümmte oder seitlich ausgelenkte Holzfasern, wie es im Bereich vieler breiter Holzstrahlen der Fall ist, so versagt der Holzfaserverbund bei geringerer Belastung.

4.4 Untersuchung zur Festigkeitsverteilung in einer schiefstehenden Buche

Geraten Bäume durch eine Bodenverschiebung, Schneedruck oder ständig einseitigen Wind- einfluss in eine Schiefstellung, so versuchen sie, sich wieder aufzurichten.

Ihr Kambium, das laterale Bildungsgewebe, von dem das sekundäre Dickenwachstum ausgeht, bildet dann ein Sondergewebe, das sogenannte Reaktionsholz. Mit diesem aktiven Richtgewebe versuchen die Bäume, sich wieder in ihre Normalstellung zurückzubringen. Der physiologische bzw. biochemische Mechanismus der Reaktionsholzbildung durch das gravitrop gereizte Kambium ist noch unbekannt.

Laubhölzer bilden auf der Oberseite der Biegung Zugholz aus (Abb. 4.12A), während die Nadelhölzer auf der Unterseite der Biegung Druckholz ausbilden (Abb. 4.12B). Bereiche, in denen Reaktionsholz gebildet wird, sei es Zug- oder Druckholz, zeigen vermehrte Zuwächse mit verbreiterten Jahresringen. Es findet dort ein exzentrisches Dickenwachstum statt.

Reaktionsholzbildung findet man nicht nur in Baumstämmen, sondern auch in horizontalen Ästen, denn biomechanisch betrachtet ist jeder Ast ein schiefer Baum.

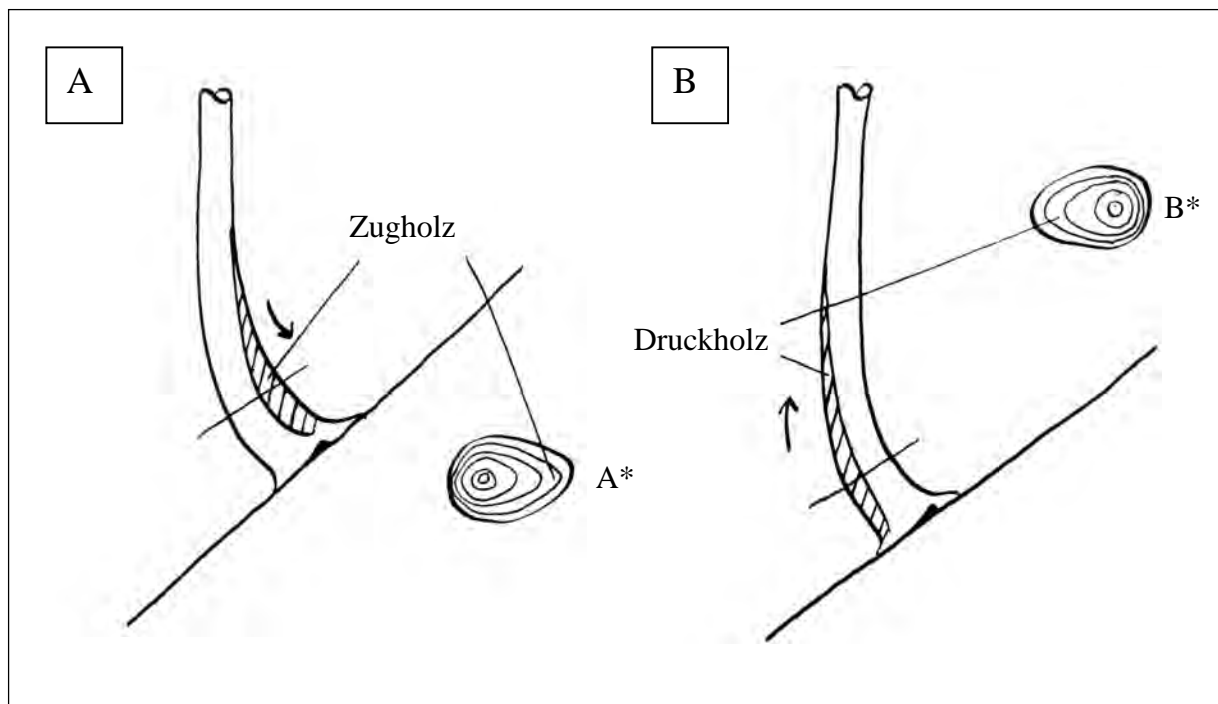


Abbildung 4.12: A: Zugholz auf der Oberseite der Biegung bei Laubhölzern; B: Druckholz auf der Unterseite der Biegung bei Nadelhölzern [MATTHECK, 1997].

Das Aufrichten schiefer Bäume ist ein wesentlicher Bestandteil der permanenten Selbstoptimierung der Baumgestalt. Wachstumsregulatoren reagieren auf Umwelteinflüsse und passen die Baumgestalt an neue Verhältnisse an. Diese Regulatoren wirken teilweise gegeneinander und teilweise gleichgerichtet und sind von vielen Autoren bereits detailliert beschrieben worden [TROLL, 1959] [WILSON, 1988] [ZIMMERMANN und BROWN, 1980]. Von besonderer Bedeutung für das Aufrichten schiefer Bäume sind hierbei die Wachstumsregulatoren wie der Phototropismus und der negative Geotropismus.

Als Phototropismus bezeichnet man die Neigung der Bäume, zum Licht zu wachsen, um dadurch die notwendige Energie bzw. Lebensraum zu erhalten.

Der negative Geotropismus ist ein Aufrichtemechanismus, der durch Bildung von Reaktionsholz den Baum entgegen der Schwerkraft vertikal wachsen lässt und so die enorme Biegebelastung am Stammfuß reduziert.

Am Beispiel einer schiefen Buche (*Fagus sylvatica* L.) wurden die Auswirkungen der Wachstumsregulatoren in bezug auf die Holzanatomie und den daraus resultierenden Festigkeiten untersucht.

Hierzu wurden mittels Zuwachsbohrer radiale Bohrkerne aus dem Stamm entnommen, die sowohl zur Festigkeits-, als auch zur lichtmikroskopischen Untersuchung herangezogen wurden. Die Festigkeitsuntersuchungen erfolgten an Bohrkernen mit einem Durchmesser von 5 mm und die mikroskopischen Untersuchungen wurden an Bohrkernen mit einem Durchmesser von 12 mm durchgeführt.

Mit dem Fractometer III wurde die axiale Druckfestigkeit $\sigma_{D,i}$ bzw. die radiale Biegefestigkeit $\sigma_{B,r}$ von acht Bohrkernen bestimmt und die entsprechende Holzanatomie zum Vergleich herangezogen.

Aus dem unteren Stammbereich der schiefen Buche, der sich am stärksten krümmte, wurde jeweils aus der Zugseite (Oberseite der Biegung) und aus der Druckseite (Unterseite der Biegung) Holzproben in unterschiedlichen Ebenen entnommen (Ebene 1 = 0,5 Meter, Ebene 2 = 1,0 Meter und Ebene 3 = 1,5 Meter über Grund). Aus dem mittleren Stammbereich, der schon fast wieder senkrecht stand, wurden ebenfalls zug- und druckseitig Holzproben entnommen (Ebene 4 = 3,0 Meter über dem Erdboden).

Das druckbelastete Holz der Unterseite wird im Folgenden „Stützholz“ genannt, da der Begriff „Druckholz“ schon für das Reaktionsholz der Nadelbäume vergeben ist.

Spezielles Interesse dieser Untersuchung galt dem biologisch-mechanischen Vergleich zwischen dem Reaktionsholz auf der Zugseite der Biegung und dem Stützholz auf der Druckseite der Biegung.

4.4.1 Holzanatomische Untersuchung

Die Bohrkerne wurden in ca. 20 mm lange Segmente zersägt und in 70% Ethanol aufbewahrt. Anschließend wurden sie in Methacrylat (Nobecutan[®]) eingebettet. Nach dieser Fixierung konnten mit einem Schlittenmikrotom (Microm HM 440 E) 10 – 15 μ m dicke Quer- und Längsschnitte von diesen Segmenten hergestellt werden [WALTER, 1980]. Die Holzchnitte wurden mit Safranin-Astrablau gefärbt.

Färbereaktionen:

- Safranin reagiert mit den phenolischen Hydroxylgruppen des Lignins und färbt es rot an (aber auch andere phenolische Substanzen sollen gebunden und somit angefärbt werden können).
- Astrablau hat eine hohe Affinität zu Zellulose und füllt die intermicellaren Hohlräume auf, wenn diese nicht mit Lignin inkrustiert sind. Unverholzte Zellwände erscheinen dann blau.

Die Färbezeit betrug 10 Minuten. Anschließend wurden sie zwei mal mit entmineralisiertem Wasser gewaschen, über eine Alkoholreihe mit jeweils 50 % -, 70 % -, 99,8 % Ethanol entwässert, in Xylol überführt und in Eukitt eingeschlossen [VON PECHMANN, 1972] [VON AUFSEß, 1973].

Die gefärbten Holzpräparate wurden mit einem Lichtmikroskop und einer Stereolupe, die jeweils eine Aufsatzkamera besaßen, untersucht und ausgewertet.

Der unterschiedliche Zellwandaufbau von Normalholz-Holzfasern und von Zugholz-Holzfasern ist in Abbildung 4.13 schematisch dargestellt.

Chemisch betrachtet besteht die Zellwand von normalen Holzfasern aus drei Hauptkomponenten: Zellulose, Hemizellulose und einem hohen Anteil an Lignin. Die verholzten (lignifizierten) Normalholz Holzfasern erscheinen nach der Färbung rot.

Die Zellwand von Zugholz besteht aus denselben Komponenten, allerdings mit deutlich höheren Zellulosegehalt und deutlich niedrigeren Ligningehalt. Es gibt Bereiche innerhalb der

Zugholzfaser (G-Schicht), die vollständig unverholzt, d. h. nicht lignifiziert sind. Dieser unverholzte Bereich der Zugholz-Holzfaser färbt sich deshalb blau.

Eine Normalholz-Holzfaser ist folgendermaßen aufgebaut: Eine Mittellamelle (ML) verbindet die einzelnen Faserzellen miteinander, sie verklebt gewissermaßen die Zellen. Direkt daran anliegend befindet sich die Primärwand (PW) der Faserzelle, gefolgt von der Sekundärwand (SW). Mittellamelle und Primärwand enthalten neben Zellulose viel Lignin pro Volumenanteil, während die Sekundärwand weniger Lignin und dafür mehr Zellulose pro Volumenanteil besitzt. Im Zellinnern befindet sich das Lumen.

Der Aufbau der Sekundärwand ist 3-schichtig (S1, S2, S3). Der wesentliche Unterschied dieser drei Schichten liegt im strukturellen Aufbau ihrer Zellulose. Die Zellulosemoleküle sind zu langen, fadenförmigen Molekülbündeln zusammengefasst, die man Mikrofibrillen nennt. Die äußere Wandschicht (S1) ist relativ dünn. Die Mikrofibrillen in der S1-Schicht verlaufen in einer fast horizontalen Helix, d. h. sie sind schraubenförmig, nahezu senkrecht zur Zellachse angeordnet. Die zentrale Wandschicht wird als S2 bezeichnet. Sie ist sehr dick und enthält Mikrofibrillen, die etwa parallel zur Zellachse verlaufen. Die innere Wandschicht wird S3 bezeichnet. Verschiedene Autoren nennen sie auch Tertiärwand (TW). Sie enthält Mikrofibrillen, die wieder fast senkrecht zur Zellachse verlaufen, also etwa parallel zur S1-Schicht [PANSCHIN und DE TEEUW, 1980].

Die Sekundärwand von Zugholzfaser enthält im Gegensatz zu normalem Holz eine dicke, quellbare, unverholzte, aus fast reiner Zellulose bestehende gelatinöse Schicht, die sogenannte G-Schicht [ILVESSALO-PFÄFFLI, 1995]. Diese kann entweder auf die S3-Schicht gelagert sein, die S3-Schicht ersetzen oder gar die S3- und die S2-Schicht ersetzen, so dass die Sekundärwand nur aus S1- und G-Schicht besteht [WAGENFÜHR und SCHEIBER, 1996].

Der submikroskopische Bau der G-Schicht zeigt eine lamellenartige Feinstruktur aus Zellulose-Mikrofibrillen, die nahezu parallel zur Zellachse orientiert sind. Die Lamellen sind dabei nur an einzelnen Haftpunkten miteinander verbunden, so dass eine Wabenstruktur entsteht [SACHSSE, 1965]. SACHSSE vermutet nun, dass in den Kammern dieses Wabensystems quellbare Substanzen eingelagert sind, die durch Quellung oder Entquellung die Längszugspannung des Zugholzes bewirken.

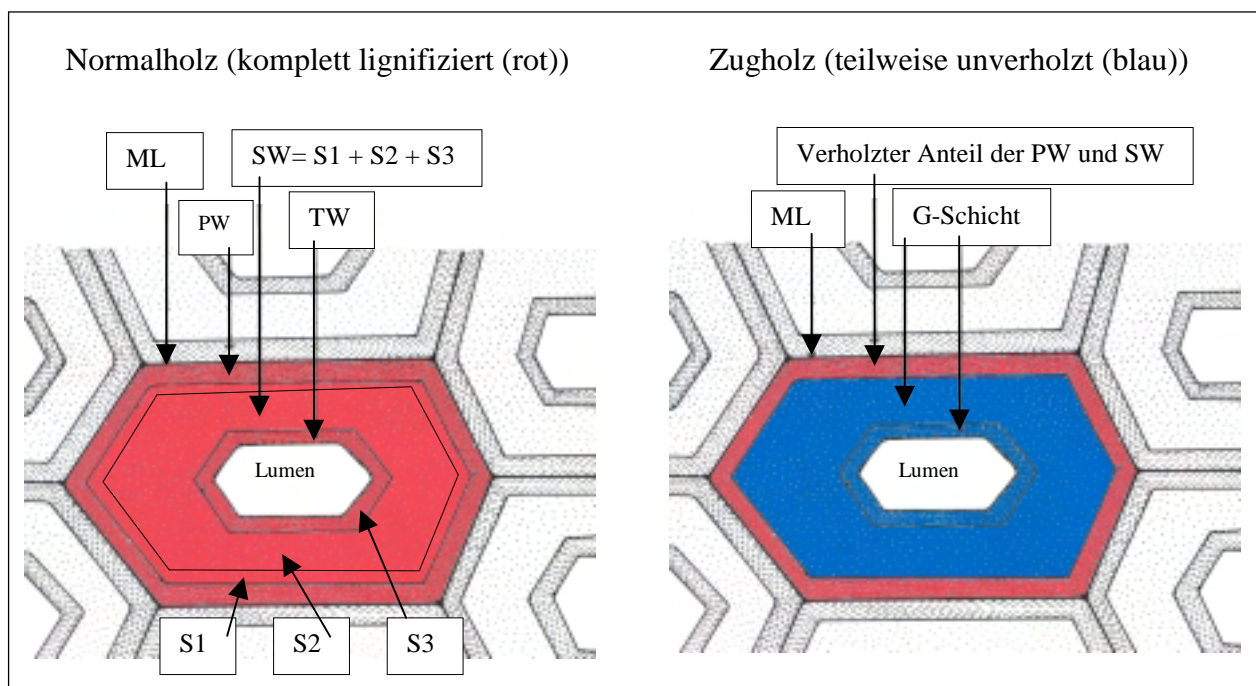


Abbildung 4.13: Schematische Darstellung des Zellwandaufbaus von normalen Holzfasern und Zugholz-Holzfaser nach BRAUN (1998).

Anhand der durchgeführten mikroskopischen Untersuchungen konnten die wichtigsten anatomischen Unterschiede zwischen dem Zugholz auf der Oberseite des schiefen Buchenstammes und dem druckbelasteten Holz auf der Unterseite des Stammes dargestellt werden.

Die nachfolgend dargestellten mikroskopischen Schnitte wurden in Zusammenarbeit mit Dr. K. Weber angefertigt. In Abbildung 4.14 ist ein Querschnitt durch das Zugholz mit ca. 640-facher Vergrößerung dargestellt. Die Zugholzzellen besitzen die typische gelatinöse Schicht (G-Schicht), die aus fast reiner Zellulose besteht. Diese ist durch die Safranin/Astrablau-Kombinationsfärbung intensiv blau gefärbt. Abbildung 4.15 zeigt einen Querschnitt durch Stützholz, das aus der gegenüber liegenden Sprossseite stammt. Die Zellwände der Holzfasern sind komplett verholzt.

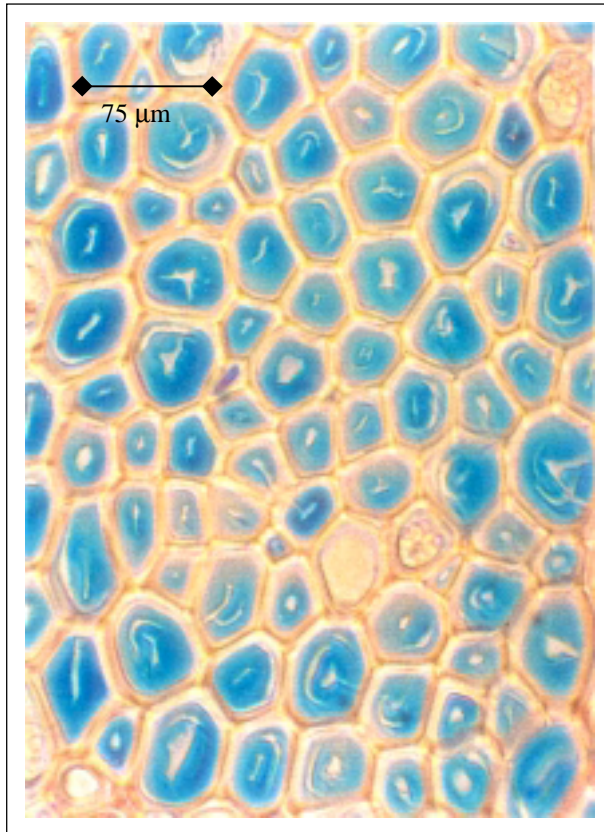


Abbildung 4.14: Querschnitt durch Zugholz; Die G-Schicht der Sekundärwand ist blau angefärbt. Ebene 1, Zugseite.

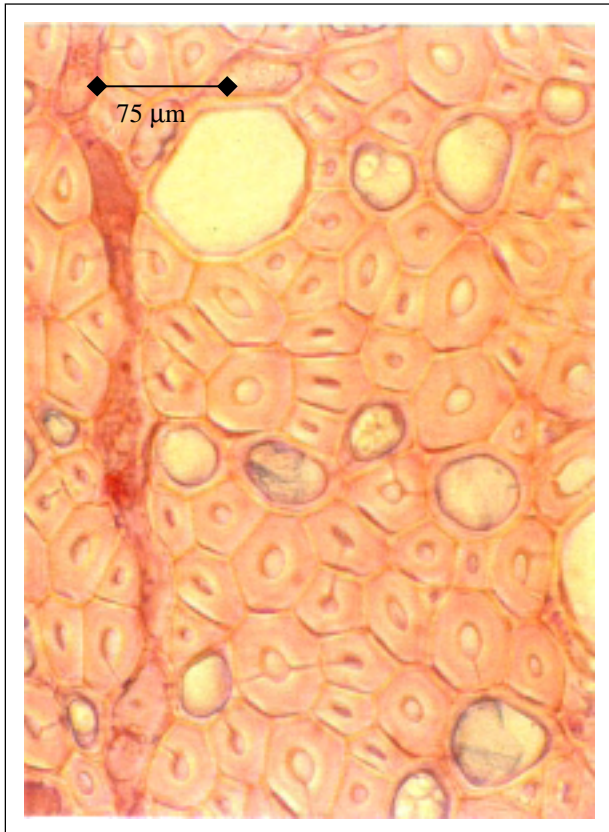


Abbildung 4.15: Querschnitt durch Stützholz; Die Zellwände sind vollständig verholzt (rot angefärbt), Ebene 1, Druckseite.

Abbildung 4.16 zeigt den Querschnitt durch einige Zugholz-Holzfasern, ca. 1600-fach vergrößert. Deutlich erkennt man die blau gefärbte G-Schicht der Sekundärwand, die fast das gesamte Zelllumen ausfüllt. Die Mittellamelle, die Primärwand und die äußeren Wand-schichten der Sekundärwand sind rot gefärbt, d. h. sie sind lignifiziert. Die verholzten Zellwandbereiche, die für die Stützfunktion dieser Holzfasern verantwortlich sind, sind relativ dünn.

Im Gegensatz dazu sind die verholzten Zellwände des Stützholzes ausgesprochen dick, wie in Abbildung 4.17 zu sehen ist. Die Zellwände haben abgerundete Ecken, wodurch sich die Gestalt der Holzfasern einem runden, dickwandigen Hohlzylinder nähert. Diese abgerundete Zellform ist, wenn sie noch etwas stärker ausgeprägt vorliegt, ein typisches Merkmal für das Druckholz der Nadelbäume. In der Sekundärwand ist des weiteren eine konzentrische Schichtung des Wandmaterials zu erkennen.

Die Holzfaserzellen auf der Druckseite der Biegung sind folglich anatomisch besonders auf axiale Druckbelastungen ausgelegt.

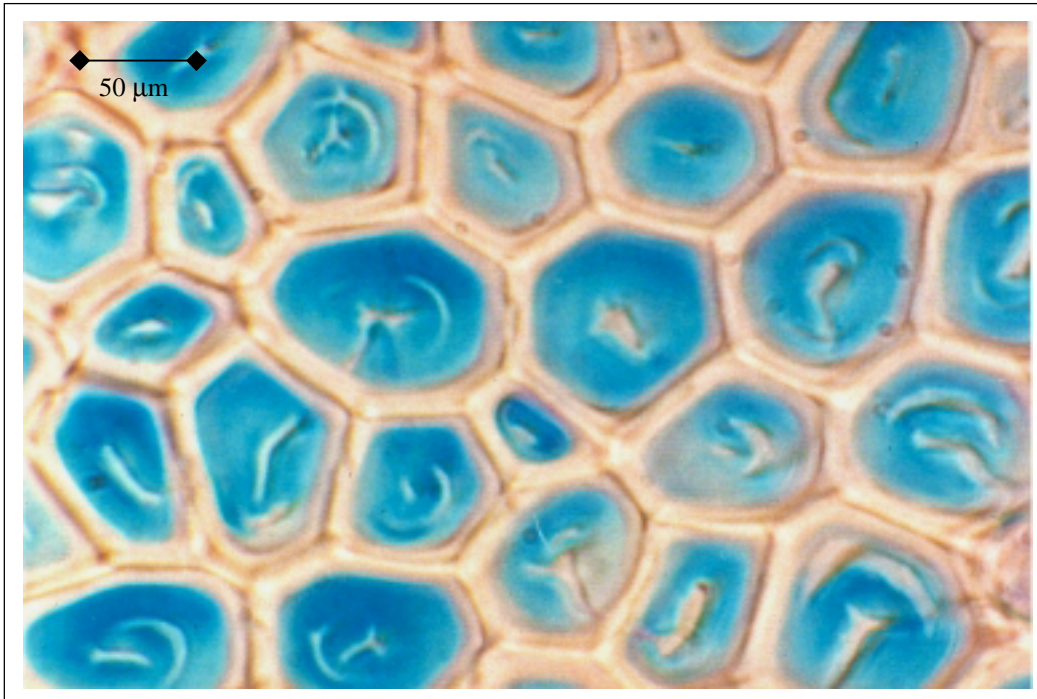


Abbildung 4.16: Querschnitt durch einige Zugholzfasern, ca. 1600-fach. Durch die Safranin/Astrablau-Färbung ist die blau gefärbte, gelatinöse Schicht, die fast das gesamte Zelllumen ausfüllt, deutlich erkennbar. Holzprobe: Ebene 1, Zugseite.

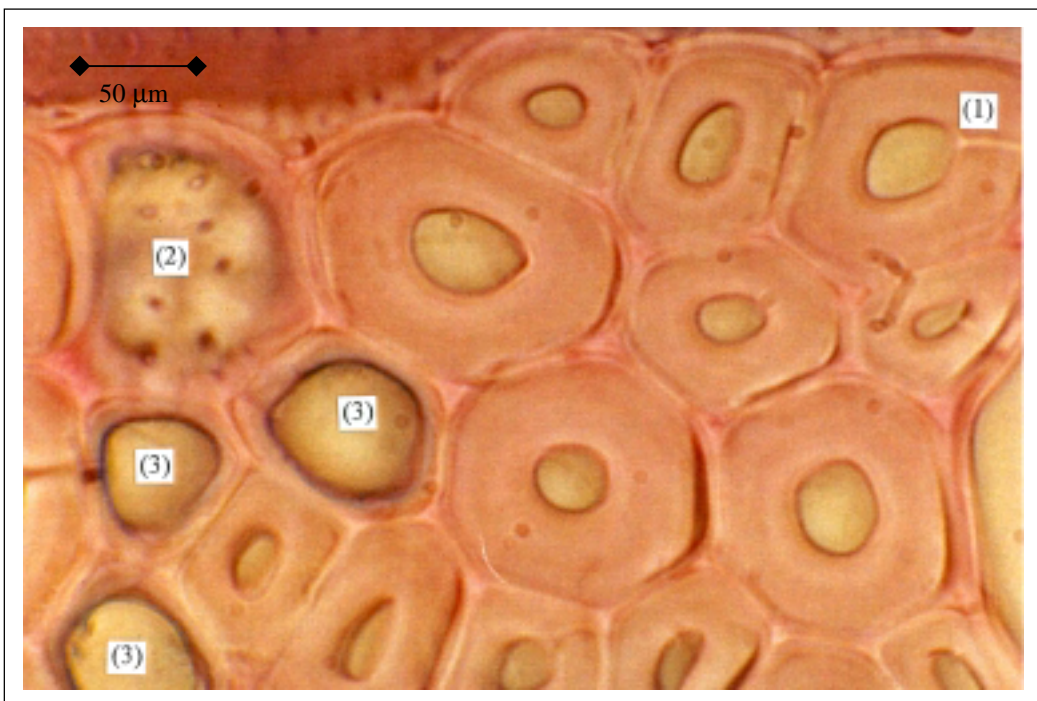


Abbildung 4.17: Querschnitt durch einige Stützholzfasern, ca. 1600-fach. Durch die Safranin/Astrablau-Färbung sind die Zellwände rot gefärbt, d. h. sie sind verholzt. Tüpfelkanal längs (1) und quer (2) geschnitten. Axiales Parenchym (3). Holzprobe: Ebene 1, Druckseite.

In Abbildung 4.17 sind außerdem noch Tüpfelkanäle, längs und quer angeschnitten, erkennbar. Tüpfel, oder besser Tüpfelpaare, sind Poren in den Zellwänden, die den Innenraum einer Zelle mit dem ihrer Nachbarzellen verbinden.

Des Weiteren sind Zellen des axialen Parenchyms zu sehen, die eine deutlich dünnere Zellwand besitzen. Sie haben sich auf die Speicherung von Reservestoffen spezialisiert, z. B. Stärkekörner.

Zusammenfassend ist in Abbildung 4.18 die untersuchte schiefe Buche mit den Bohrkernentnahmestellen (Pfeile) und den entsprechenden Holzquerschnitt-Präparaten dargestellt. Entlang der gesamten Zugseite des Stammes ist Reaktionsholz (Zugholz) nachweisbar.

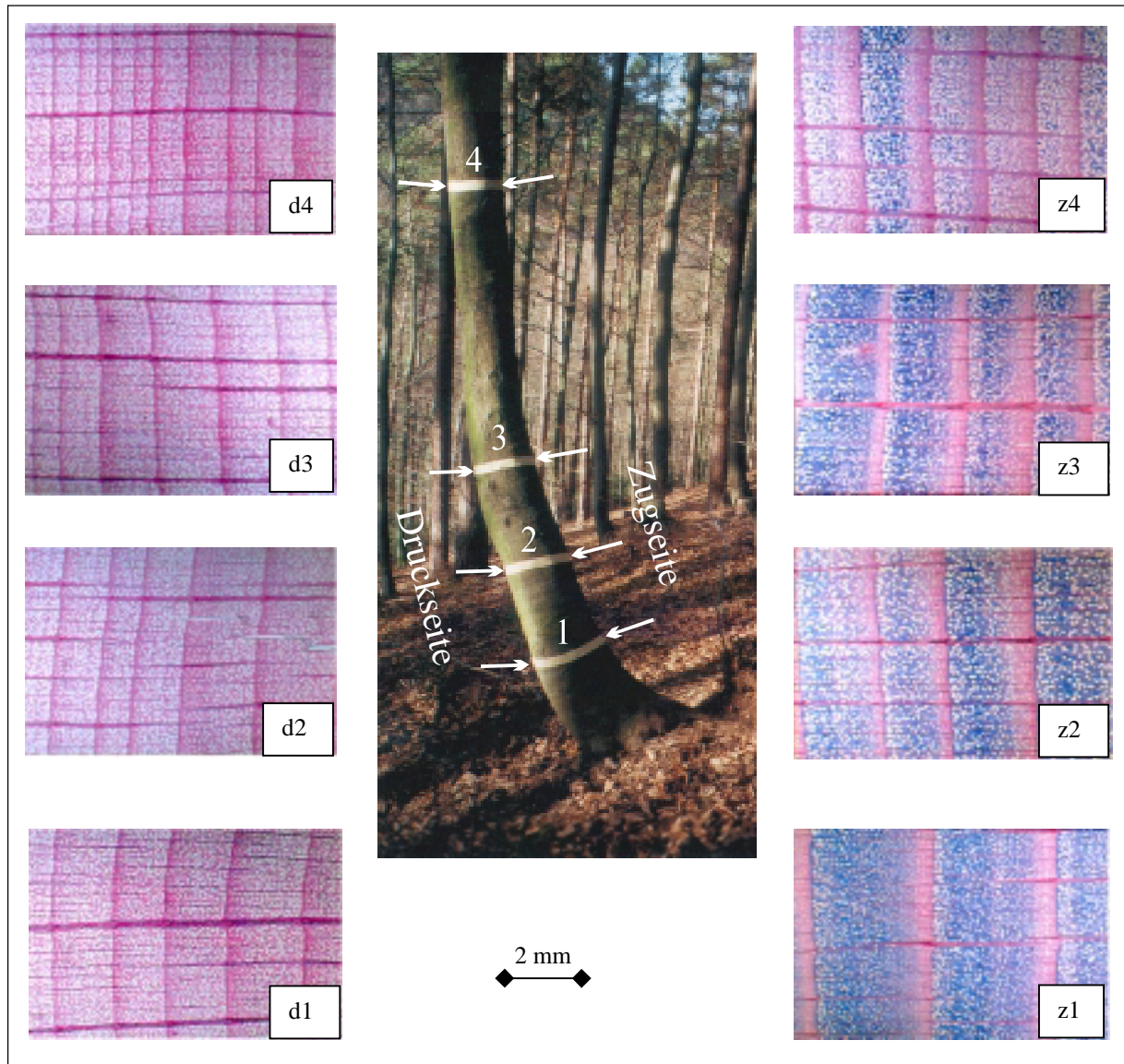


Abbildung 4.18: Das Holz einer schiefen Buche. Die Holzproben wurden mittels Zuwachsbohrer (Pfeile) aus 4 unterschiedlichen Ebenen entnommen. Holzquerschnitte ca. 5-fach vergrößert. Holzanatomischer Vergleich der Zugseite (Zugholz) mit der Druckseite (Stützholz). Durch die Safranin/ Astrablau-Färbung ist das Lignin der verholzten Zellwände rot gefärbt. Unverholzte Zellulose in der gelatinösen Schicht (G-Schicht) der Zugholzfasern wurde blau angefärbt.

In Abbildung 4.19 und 4.20 sind jeweils als Detail die Holzquerschnitt-Präparate der Zugseite und der Druckseite aus Ebene 1 bzw. Ebene 4 gegenübergestellt (d1 \leftrightarrow z1 bzw. d4 \leftrightarrow z4 mit jeweils 18-facher Vergrößerung).

Abbildung 4.19 (z1) zeigt zwei Jahresringe aus Ebene 1. Sie bestehen hauptsächlich aus Zugholzfasern, deren unverholzter Zelluloseanteil intensiv blau angefärbt ist. Lignifiziert ist nur der relativ geringe Spätholzanteil (rot angefärbt).

Dem gegenüber sind die Jahreszuwächse auf der benachbarten Druckseite (d1) nur etwa halb so groß und der komplette Holzquerschnitt ist rot gefärbt, d. h. alle Zellwände sind lignifiziert.

Der Ligningehalt des Holzes auf der Druckseite ist wesentlich höher als auf der Zugseite, während auf der Zugseite der Zellulosegehalt deutlich höher ist als auf der Druckseite.

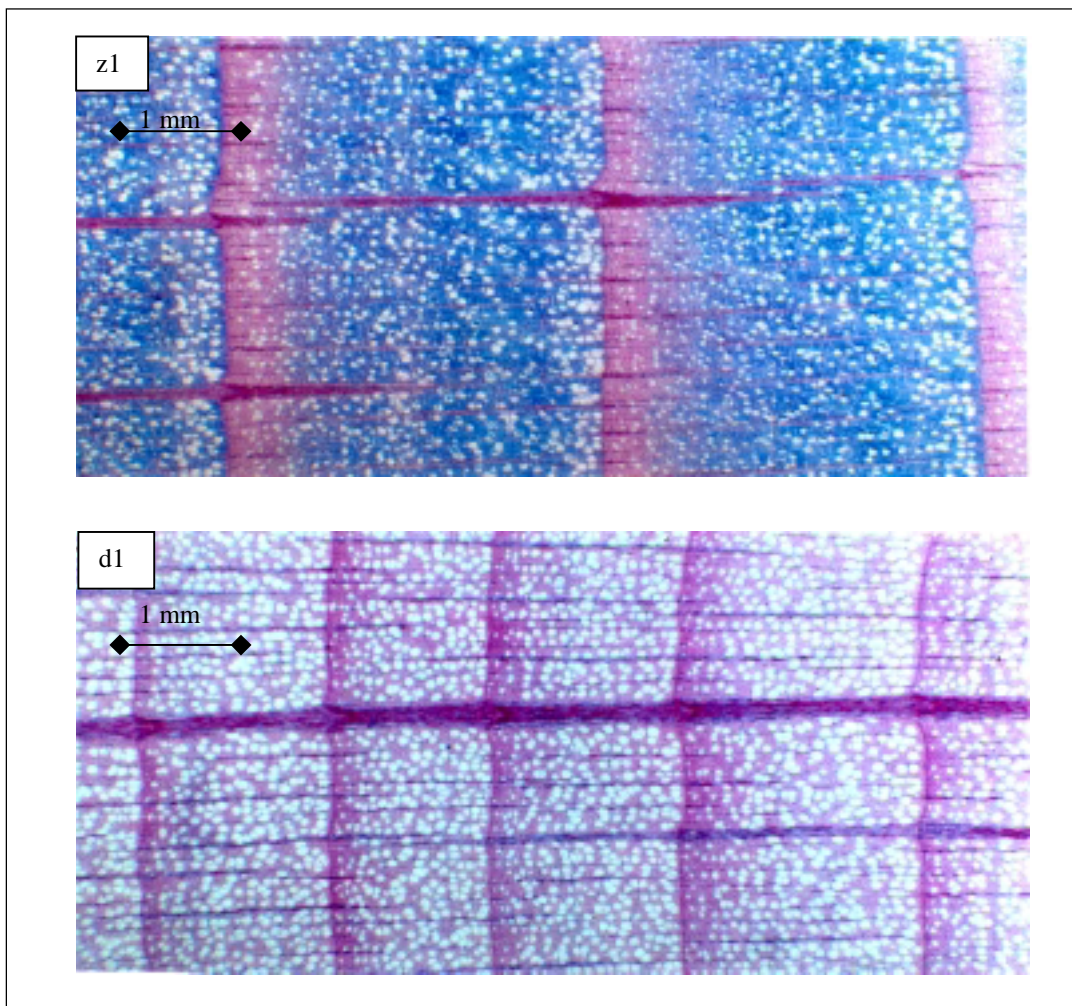


Abbildung 4.19: Holzquerschnitte aus der Zug- und Druckseite der Ebene 1; ca. 18-fache Vergrößerung.

Vergleichend dazu sind in Abbildung 4.20 (z4 und d4) die korrespondierenden Holzquerschnitte aus dem oberen Stammbereich dargestellt. Die Jahreszuwächse sind in diesem oberen Stammbereich wesentlich geringer als im unteren Stammbereich. Da auch der obere Stammbereich geringfügig schief steht, bildet dieser ebenfalls Reaktionsholz auf der Zugseite aus, allerdings deutlich weniger als unten, im stark gekrümmten Abschnitt.

Analog zum unteren Stammbereich sind in drei Metern Höhe (Ebene 4) die Jahreszuwächse auf der Zugseite fast doppelt so stark wie auf der Druckseite. Das Holz auf der Druckseite hat ebenfalls einen höheren Ligningehalt als zugseitig und der Zellulosegehalt auf der Zugseite ist höher als druckseitig.

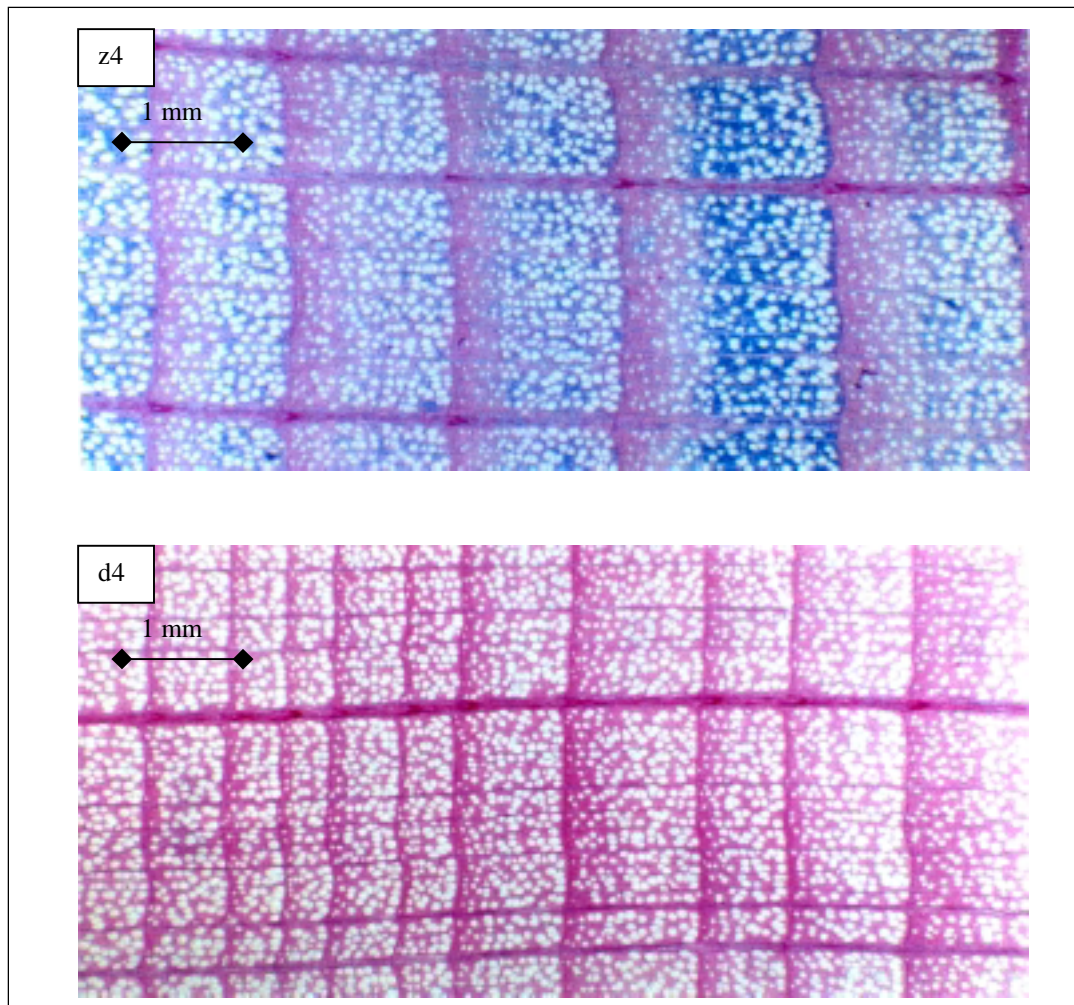


Abbildung 4.20: Holzquerschnitte aus der Zug- und Druckseite der Ebene 4; ca. 18-fache Vergrößerung.

Bemerkenswert ist der Vergleich der Jahresringgrenzen, also dem abrupten Übergang von Spätholz zu Frühholz, im zugbelasteten Reaktionsholz und im druckbelasteten Stützholz. Abbildung 4.21 links zeigt eine Jahresringgrenze im Zugholz. Im Spätholz (untere Bildhälfte) besitzen die Holzfasern eine vollständig verholzte Sekundärwand. Diese Faserform und die erkennbare Zellwanddicke ist typisch für "normales" Buchenholz. Sobald im darauffolgenden Frühjahr die neue Wachstumsperiode beginnt, wird vom Kambium Zugholz ausgebildet. Es produziert neben Gefäßen und Holzstrahlzellen ausschließlich Zugholzfasern, mit viel unverholzter Zellulose (blaue Flächen in der oberen Bildhälfte), um den schief stehenden Stamm erneut ein Stück weiter aufzurichten. Eine Stützfunktion üben dann nur die roten Wandbereiche aus, da nur sie verholzt sind.

Auf der gegenüberliegenden Seite des schiefen Stammes, der druckbelasteten Seite, erkennt man keinen Unterschied im Faseraufbau zwischen Spät- und Frühholz (Abb. 4.21 rechts). Das Frühholz ist z. T. so kompakt aufgebaut wie das Spätholz.

Die Zellwände der Früh- und Spätholzfasern sind sehr dick und ausnahmslos verholzt. Die Zellwände der druckbelasteten Fasern sind zudem dicker als die im Normalholz (vgl. Abb. 4.21 links, untere Bildhälfte), wodurch ihre Zelllumina deutlich verkleinert sind. Dieses Holz ist anatomisch besonders gut an die vorherrschende Druckbelastung angepasst.

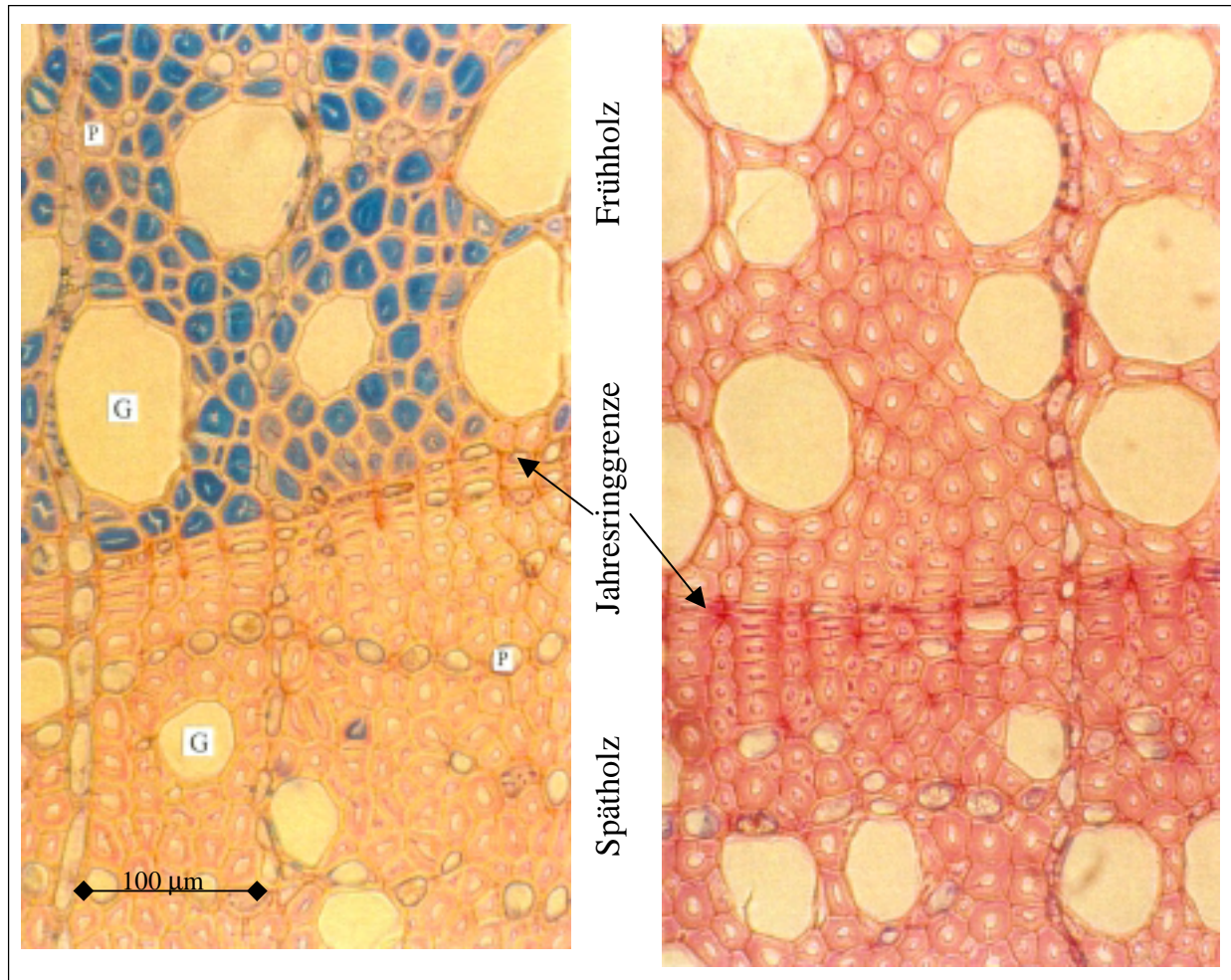


Abbildung 4.21: Jahresringgrenzen im Zugholz (links) und im Stützholz (rechts); ca. 320-fache Vergrößerung; G = Gefäß, P = Parenchym.

Im Holz der Buche gibt es schmale einreihige (uniseriate) und breite mehrreihige (multiseriate) Holzstrahlen. Sie bestehen im wesentlichen aus liegenden, langgestreckten Parenchymzellen. Die Zellwände der Parenchymzellen sind lignifiziert und zum Teil verdickt.

Abbildung 4.22 zeigt einen breiten Holzstrahl im Zugholzquerschnitt. Er wurde der Länge nach aufgeschnitten. An der Jahresringgrenze ist der Holzstrahl relativ breit. Die im darauffolgenden Frühjahr gebildeten, sehr großen Zugholz-Zuwächse sind deutlich erkennbar. Die Strahlzellen sind deshalb besonders stark in die Länge gewachsen, um dem radialen Dickenwachstum des Stammes zu folgen. Die Zellen wurden dabei relativ lang und schlank.

Gegen Ende der Wachstumsperiode wird das Dickenwachstum des Stammes wieder reduziert und die Holzstrahlzellen wachsen weniger in die Länge. Sie sind kürzer und dicker als im Frühholz. Aus diesem Grunde sind bei der Buche die mehrreihigen Holzstrahlen am Ende von großen Jahreszuwächsen immer dicker als in der Mitte derselben. Anhand Abbildung 4.22 kann dieses Wachstumsverhalten nachvollzogen werden.

Bei der Reaktionsholzbildung findet häufig ein exzentrisches Dickenwachstum statt. Die größten Zuwächse treten im Zugholz auf. Die mehrreihigen Holzstrahlen sind dort besonders schlank. Der Holzstrahl in Abbildung 4.23 (rechts) ist, bezogen auf seine Dicke an der Jahresringgrenze, um mehr als die Hälfte dünner geworden.

Im Holz der gegenüber liegenden Druckseite finden geringere Zuwächse statt. Die Holzstrahlen innerhalb eines Jahresringes besitzen deshalb eine nahezu konstante Dicke (vgl. Abbildung 4.23 (links)).

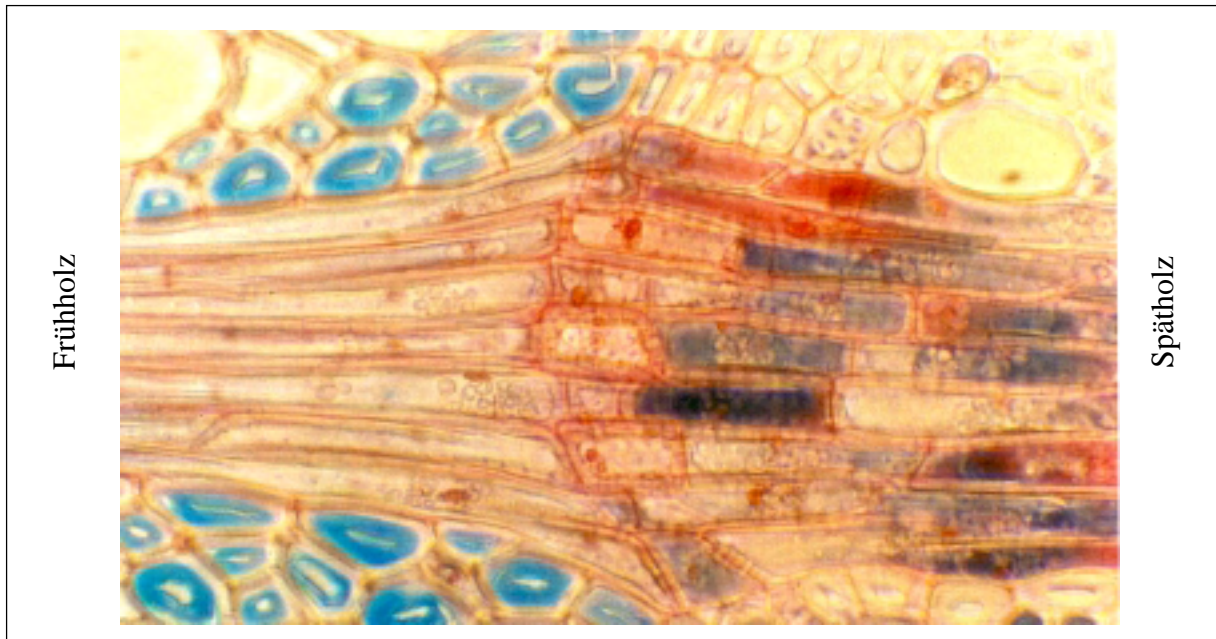


Abbildung 4.22: Die Verbreiterung des multiseralen Holzstrahls an der Jahresringgrenze; ca. 640-fache Vergrößerung.

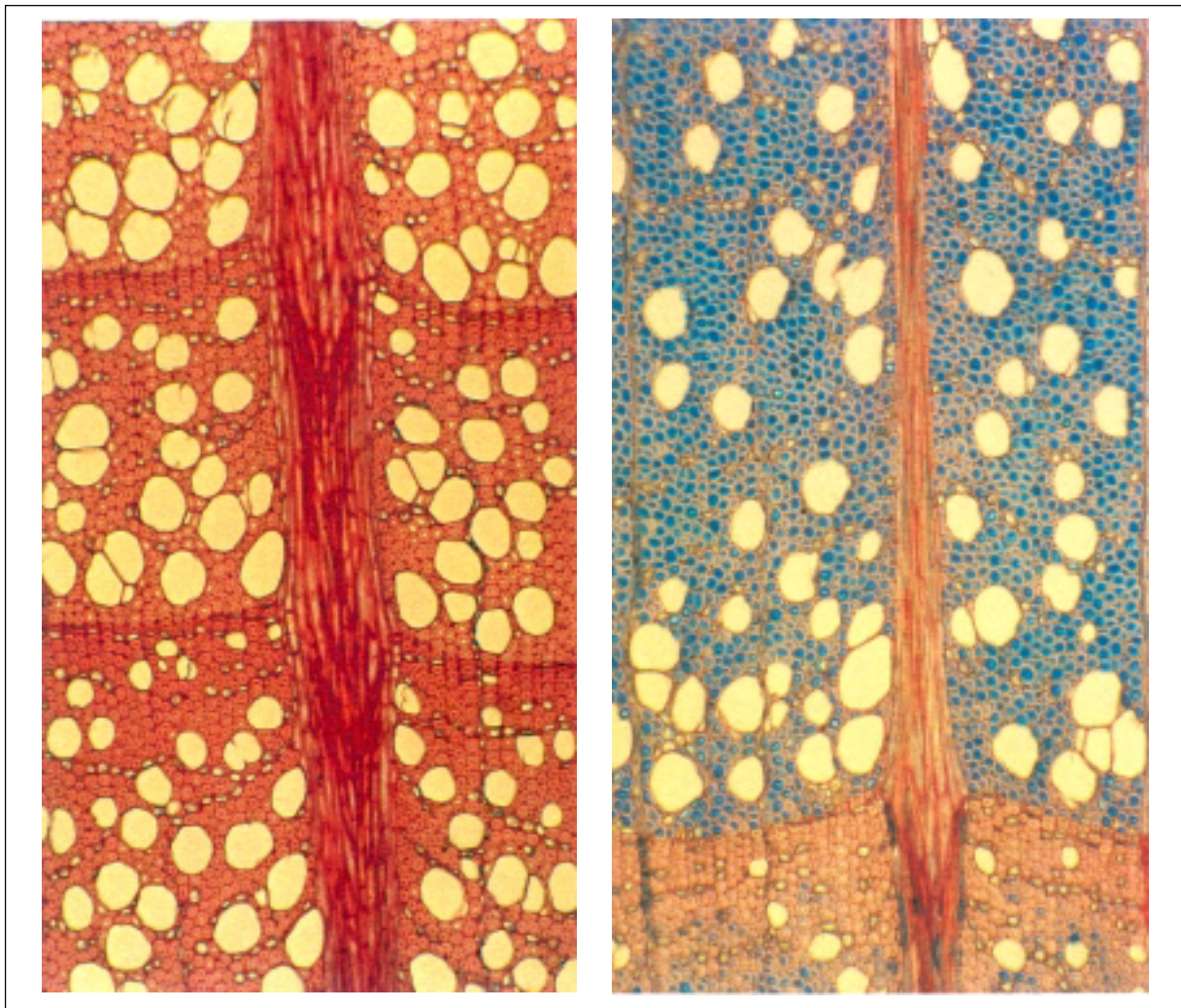
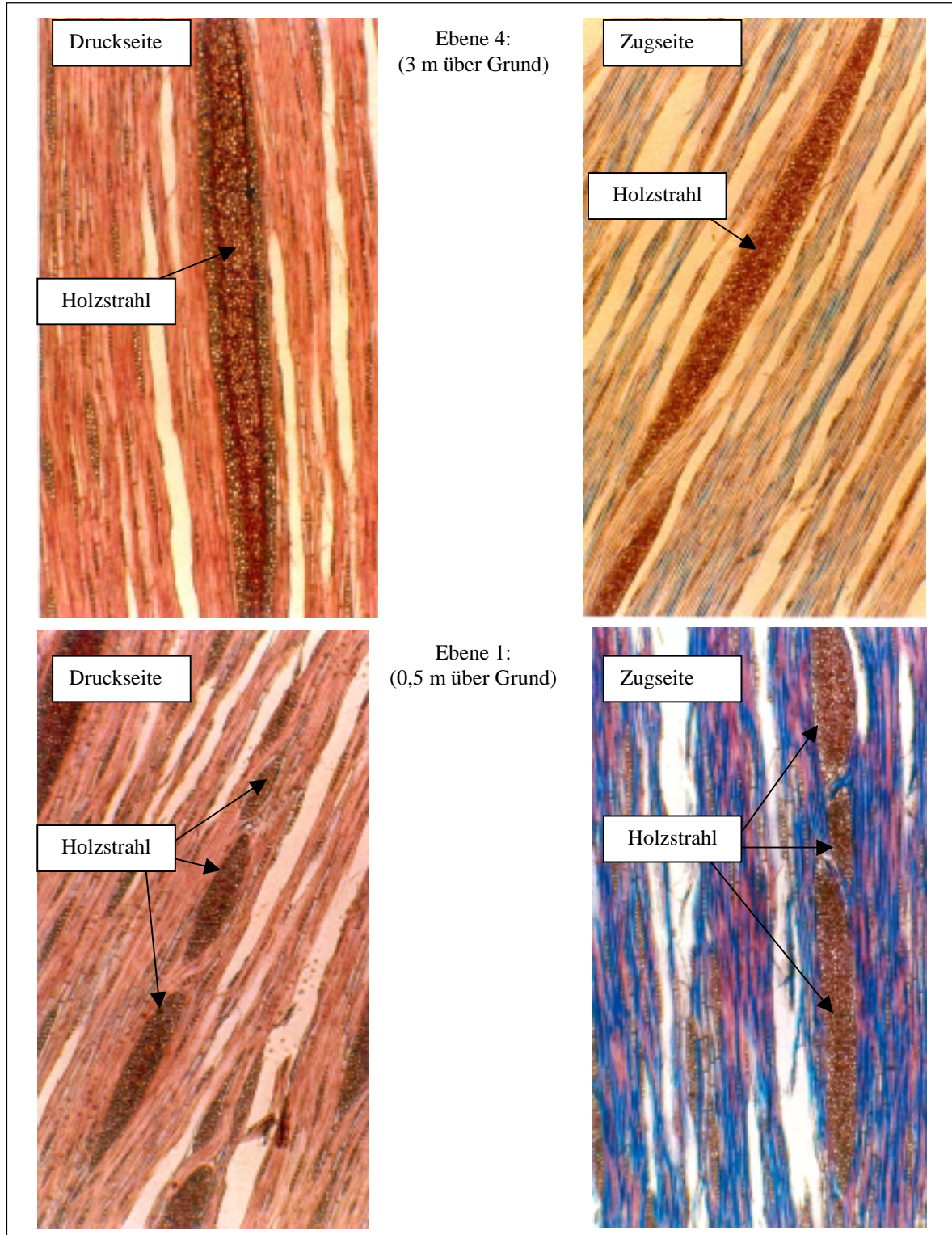


Abbildung 4.23: Querschnitte durch druckbelastetes Stützholz (links) und zugbelastetes Reaktionsholz (rechts); ca. 100-fache Vergrößerung.

In Abbildung 4.24 ist der Zusammenhang zwischen den untersuchten Ebenen und der Größe bzw. Geometrie der Holzstrahlen aufgezeigt. In den angefertigten Tangentialschnitten sind die Querschnitte der Holzstrahlen ersichtlich. In dem oberen Stammbereich, der Ebene 4, sind die Holzstrahlen hoch, schmal und spindelförmig. In dem unteren Bereich, der Ebene 1, sind die Holzstrahlquerschnitte niedrig und breit. Dies ist sowohl auf der Zugseite wie auf der Druckseite der Biegung beobachtbar.



Abbildungen 4.24: Tangentialschnitte durch druckbelastetes Stützholz (links) und zugbelastetes Reaktionsholz (rechts) in verschiedenen Ebenen der untersuchten Buche; ca. 50-fache Vergrößerung.

Der Grund für die Gestaltänderung der Holzstrahlen liegt in ihrer ontogenetischen Entwicklung [BRAUN, 1970]. Die großen multiseriaten Holzstrahlen der Buche beginnen sich im Bereich der Wurzelanläufe, vom Stamminnern nach außen hin, aufzusplitten [WEBER et. al., 1999].

Diese Holzstrahlaufspaltung konnte anhand einer weiterführenden Studie von Holzproben der schiefen Buche dokumentiert werden. Hierzu wurden aus Ebene 1 und Ebene 4, jeweils auf der Zug- und Druckseite, Radialbohrkerne mit einem Durchmesser von 12 mm entnommen. Diese zylindrischen, ca. 20 cm bis 25 cm langen Bohrkern wurden in 30 mm lange Segmente aufgeteilt. Von diesen Segmenten wurden mit einem Schlittenmikrotom (Microm HM 440 E) ca. 30 μm dicke Schnitte angefertigt. Jeder Querschnitt wurde mit Hilfe einer Stereolupe und einem angeschlossenen Videorekorder gefilmt. Nachdem ein gesamter Bohrkern in 30 μm dicke Einzelteile zerlegt wurde, war es möglich, eine "Reise" entlang der Holzstrahlen vom Mark bis zur Oberfläche der Buche zu unternehmen. Hierbei konnte die oben beschriebene Holzstrahlaufspaltung im Bereich der Wurzelanläufe erkannt werden. In der Ebene 4, also 3 m über dem Erdboden, konnte diese Aufspaltung nicht beobachtet werden. Die Holzstrahlen in oberen Stammbereichen bleiben vom Mark bis zur Rinde hin groß, schlank und spindelförmig.

Die Holzstrahlen, die im Bereich der Krümmung radialen Querkräften ausgesetzt sind, verringern durch die Aufspaltung die Gefahr von Deckelbrüchen im Spätholz. Abbildung 2.25 zeigt die Entstehung von Querkräften durch umgelenkte Längszugkräfte im Zugholz und die damit verbundene Gefahr von Deckelbrüchen im Spätholz. Die längsgerichteten „Zugholzseile“ drücken quer gegen die von steifem Spätholz gebildeten Jahresringgrenzen, die gleichsam wie eine Art „Deckelung“ das Ausbrechen der Zugholzseile verhindern. Die Deckelbreiten werden zwischen zwei benachbarten Holzstrahlen mit zunehmendem Baumwachstum immer breiter, so dass die radiale Belastung der Spätholzdeckel durch die Zugseile einen Bruch dieser "Deckelung" bewirken kann [MATTHECK et. al., 1999b].

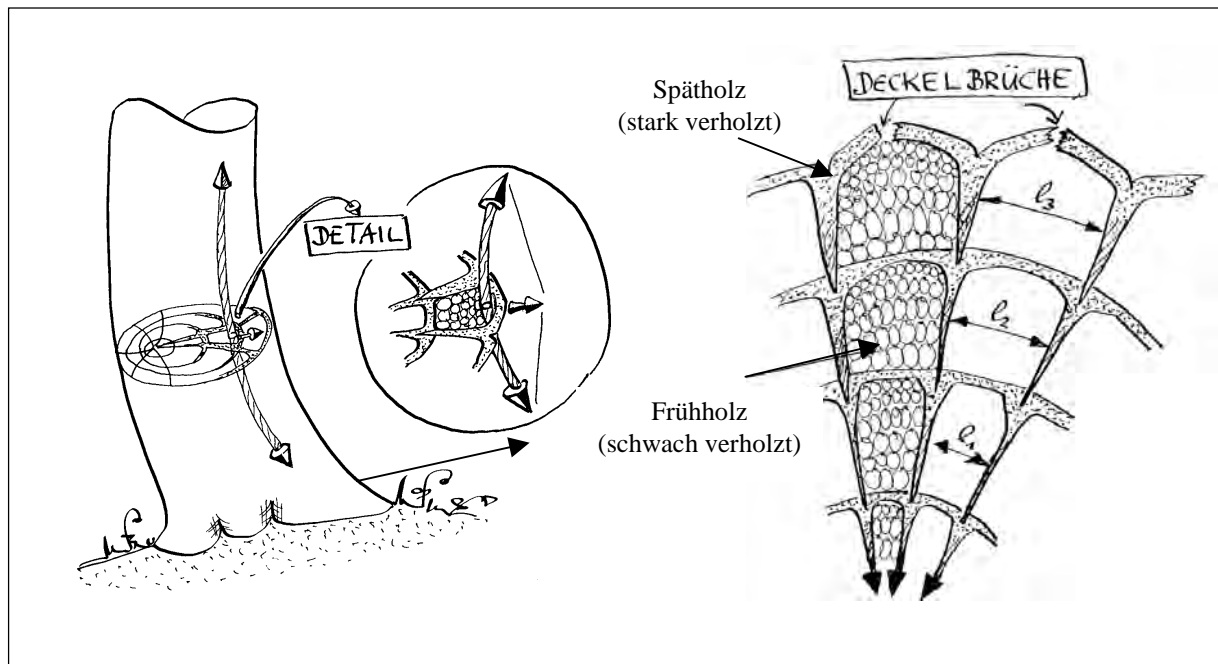


Abbildung 2.25: Schematische Darstellung der Entstehung von Querkräften im Zugholz und der daraus resultierenden Gefahr von Deckelbrüchen im Spätholz. Zeichnungen von C. Mattheck.

Durch das Einfügen von Zwischenstrahlen kann der Abstand zwischen den Holzstrahlen verringert und somit die Gefahr eines Deckelbruchs begrenzt werden (Abb. 2.26A und B). Dies kann einerseits durch Einfügen von Sekundärstrahlen (Abb. 2.26C) geschehen, andererseits aber auch durch Aufspaltung großer Holzstrahlen in den auf radialen Zug belasteten Bereichen (Abb. 2.26D).

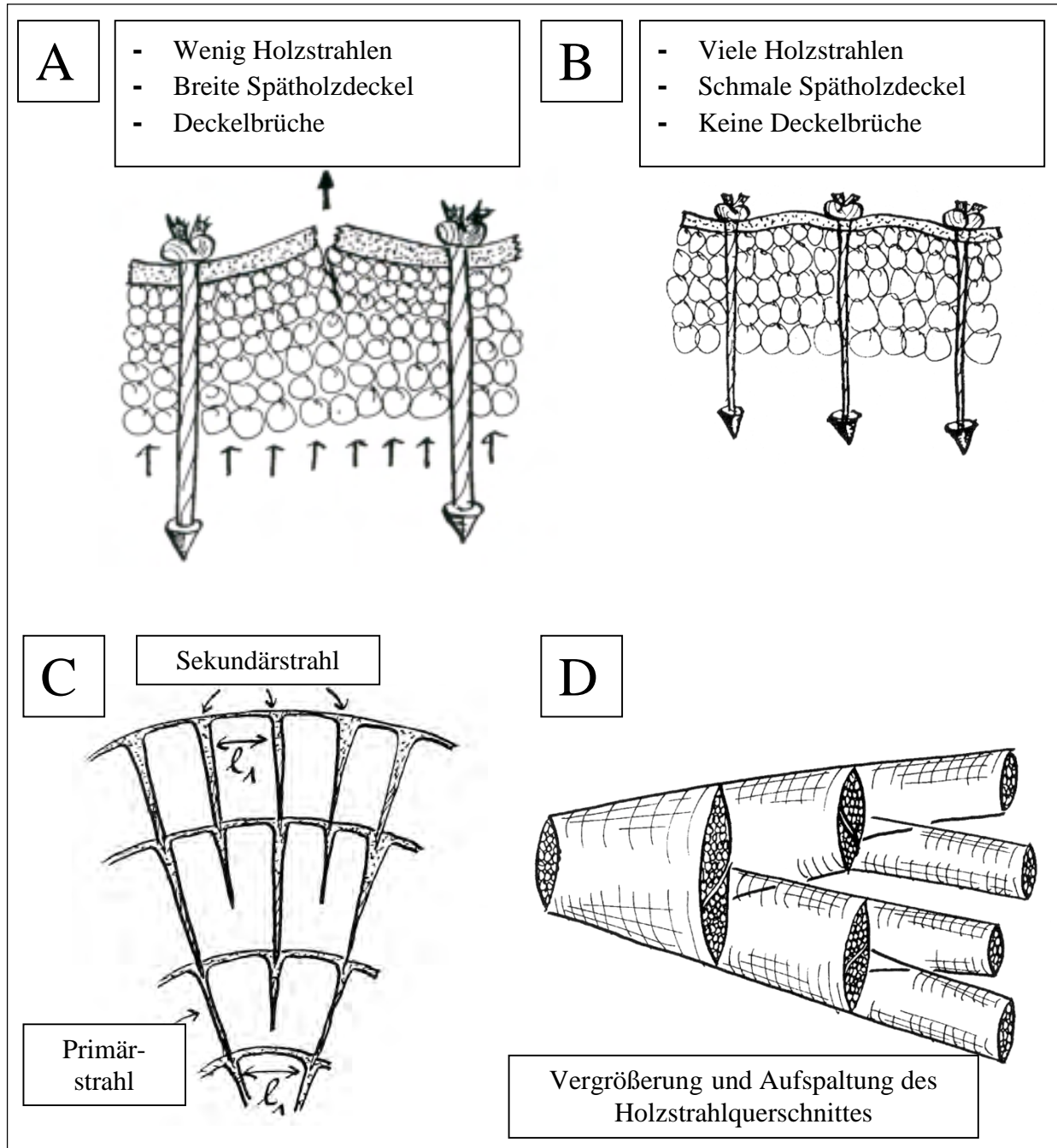


Abbildung 2.26: Schematische Darstellung wie Deckelbrüche verhindert werden: A und B: eingeschobene Holzstrahlen mindern das Risiko des Deckelbruchs; C: die Einfügung von Sekundärstrahlen; D: die Holzstrahlaufspaltung [MATTHECK et al., 1999b].

Da die Holzstrahlen senkrecht auf den Jahresringen stehen sollten, kann folgende Hypothese aufgestellt werden: die Aufspaltung der Holzstrahlen wirkt mehr in der Vertikalen und begrenzt somit die Höhe der Spätholzdeckel. Durch die Ausbildung von Sekundärholzstrahlen wird die Breite der Spätholzdeckel begrenzt.

4.4.2 Festigkeitsuntersuchungen mit dem Fractometer III

Parallel zu den mikroskopischen Untersuchungen wurde die axiale Druckfestigkeit $\sigma_{D,l}$ und die radiale Biegefestigkeit $\sigma_{B,r}$ mit dem Fractometer III bestimmt. Bei den nachfolgenden Festigkeitskenngrößen handelt es sich jeweils um die Mittelwerte der untersuchten Bohrkerne. Aufgrund der hohen Auflösung des Fractometer III war es möglich, jeweils zehn Einzelmessungen pro Bohrkern zur Bestimmung der Mittelwerte durchzuführen.

In Abbildung 4.27 ist die radiale Biegefestigkeit und die axiale Druckfestigkeit in Abhängigkeit von der Messhöhe (Ebene 1-4) aufgetragen. Auf der linken Seite sind die untersuchten Festigkeiten der Druckseite der Biegung dargestellt, auf der rechten Seite der Abbildung 4.27 die Festigkeiten des Zugholzes. Die weißen Markierungen im Bild der schiefen Buche zeigen die unterschiedlichen einzelnen Messebenen an, aus denen die Bohrkerne entnommen wurden.

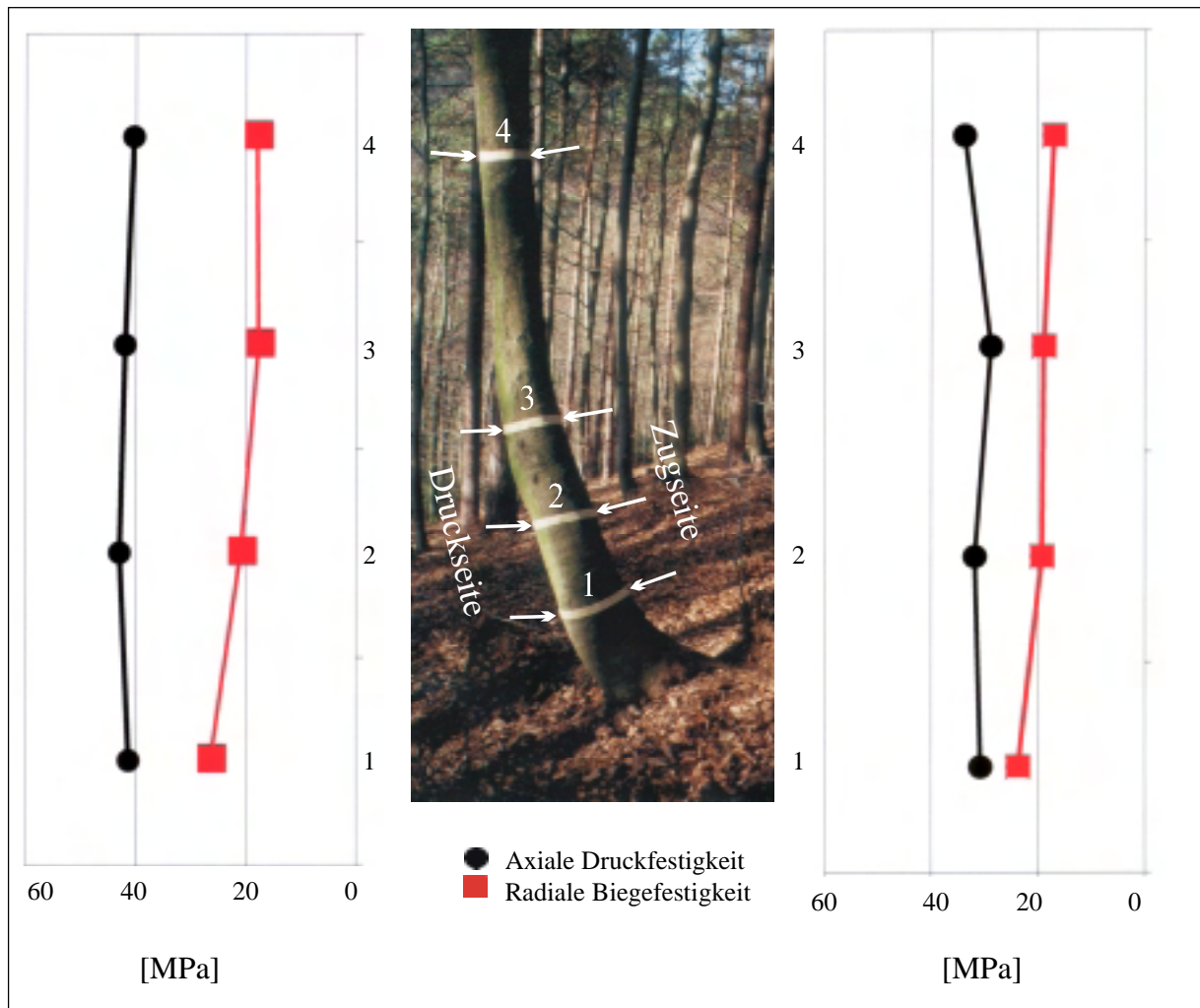


Abbildung 4.27: Longitudinaler Verlauf der untersuchten Festigkeiten.

Sowohl die unterschiedliche Holzanatomie zwischen dem Zugholz und dem Stützholz als auch die Änderung der Holzstrahlgeometrie (Aufsplittung) der schiefen Buche haben großen Einfluss auf die untersuchten Festigkeiten.

Zum besseren Verständnis kann wiederum das vereinfachte Holzmodell von MATTHECK (1994) herangezogen werden. Hierin ist das Lignin in den Holzzellen an eine Druckbelastung und die Zellulose in den Zellen an eine Zugbelastung angepaßt. Die Holzstrahlen werden als

I-Balken modelliert, verhindern Schub zwischen den Jahrringzylindern und sind eine radiale Armierung im Holz.

Der hohe Ligningehalt im Stützholz führt zu viel höheren Druckfestigkeiten als im Zugholz der schiefen Buche. Die Werte liegen auf der Druckseite der Biegung (im Stützholz) in einem Bereich von 40,4 MPa bis 42,9 MPa. Auf der Zugseite der Biegung (Zugholz) liegt die axiale Druckfestigkeit in einem Bereich von 28,8 MPa bis 33,7 MPa.

Die radiale Biegefestigkeit steigt von 18,0 MPa auf 26,4 MPa auf der Druckseite vom oberen Stammbereich zur Wurzel hin an. Analog dazu steigt die radiale Biegefestigkeit zur Wurzel hin auf der Zugseite von 17,0 MPa auf 23,8 MPa.

In Abbildung 4.28 sind die Mittelwerte der axialen Druckfestigkeit der Druckseite denen der Zugseite gegenübergestellt. Die axiale Druckfestigkeit ist auf der Druckseite im Mittel 33 % höher als auf der Zugseite der schiefen Buche.

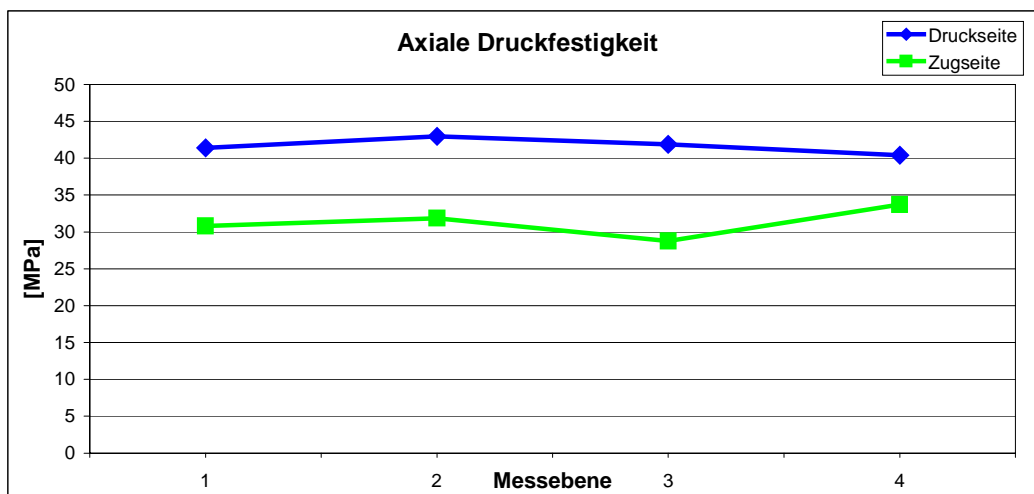


Abbildung 4.28: Longitudinaler Verlauf der axialen Druckfestigkeit auf der Druck- bzw. Zugseite der schiefen Buche.

In Abbildung 4.29 sind die Mittelwerte der radialen Biegefestigkeit der Druckseite denen der Zugseite gegenübergestellt. Die radiale Biegefestigkeit ist auf der Druck- und Zugseite der schiefen Buche in den entsprechenden Ebenen nahezu gleich groß. Die radiale Biegefestigkeit nimmt vom oberen Stammbereich bis in die Wurzel hinunter zu. Auf der Zugseite beträgt dieser Anstieg der radialen Biegefestigkeit 40 %, auf der Druckseite 46 %.

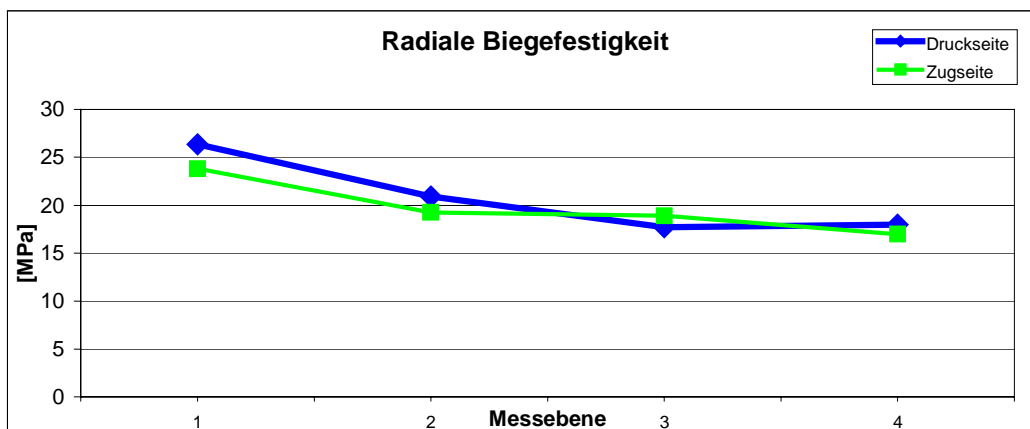


Abbildung 4.29: Longitudinaler Verlauf der radialen Biegefestigkeit auf der Druck- bzw. Zugseite der schiefen Buche.

Die radiale Biegefestigkeit ist ein Maß für den Widerstand, den der Baum einem Versagen durch eine Querspannung (quer zur Faser in radialer Richtung) entgegensetzt (vgl. Abb. 3.11). Dieser Widerstand ist auf der Druck- und Zugseite der schiefen Buche gleich groß. Die unterschiedliche Anatomie des Holzes in bezug auf Lignin- bzw. Zellulosegehalt hat somit keinen großen Einfluß auf die radiale Biegefestigkeit.

Bei der Ermittlung der radialen Biegefestigkeit wird die Belastung des Baumes durch Querspannung simuliert, bei der die Holzstrahlen auf Zug belastet werden. Im unteren Stammbereich der schiefen Buche „splitten“ sich die Holzstrahlen auf. Viele kleine Holzstrahlen bewirken vermutlich bei Querspannung einen größeren Bruchwiderstand gegenüber Längsspaltung des Holzes als wenige hohe und schmale Holzstrahlen. Dieses Phänomen wurde bereits in der Feldstudie an hoch belasteten Wurzelanläufen von Buchen beobachtet (vergl. Kapitel 4.3) und liefert eine mögliche Erklärung für die höhere radiale Querspannung im Bereich der Wurzel gegenüber den oberen Stammbereichen.

Es stellt sich nun die Frage nach einem direkten Zusammenhang zwischen der Holzstrahlform und der radialen Biegefestigkeit. Zur Beantwortung dieser Frage wird im Folgenden die Spindelform der Holzstrahlen mit der radialen Biegefestigkeit in der entsprechenden Ebene verglichen. Zur Charakterisierung der Spindelform des Holzstrahl-Querschnittes wurde die Holzstrahl-Breite durch die Holzstrahl-Höhe dividiert. Hohe und schlanke Holzstrahlen besitzen dadurch niedrigere HS-Formzahl-Werte, während niedrige und breite Strahlen höhere HS-Formzahl-Werte besitzen (Abb. 4.30).

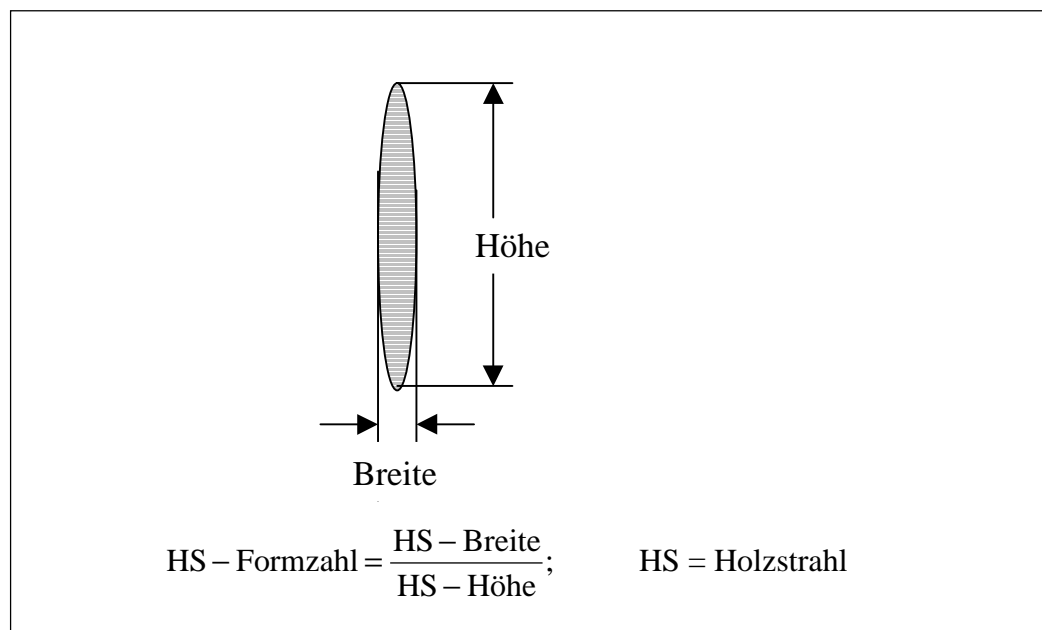


Abbildung 4.30: Die Holzstrahl-Formzahl.

Die Breite eines Holzstrahls ist auch, wie bereits erwähnt, von den Jahreszuwächsen abhängig (vgl. Abb. 4.23). Diese Abhängigkeit ist auf der Druckseite weniger ausgeprägt. Um die Präparation der Holzproben zu erleichtern, wurde deshalb für die folgenden Untersuchungen nur Holzproben der Druckseite verwendet. Sie besitzen eine annähernd konstante Holzstrahl-Breite, unabhängig vom Bereich des Jahresrings der tangential geschnitten wurde. Des Weiteren wurde eine zusätzliche Bohrkernprobe direkt an der Stammbasis entnommen (Ebene 0; 0,1 m über dem Grund). Vermessen wurden alle mehrreihigen Holzstrahlen, die im Querschnitt eines Bohrkerns von 12 mm Durchmesser vorhanden waren. Tabelle 4.2 zeigt die Anzahl der vermessenen Holzstrahlen pro Tangentialschnitt in Abhängigkeit der Messebenen.

Ebene	n= Anzahl der vermessenen Holzstrahlen pro Tangentialschnitt
0 (0,1 m)	n= 24
1 (0,5 m)	n= 22
2 (1,0 m)	n= 18
3 (1,5 m)	n= 22
4 (3,0 m)	n= 16

Tabelle 4.2: Anzahl der vermessenen der Holzstrahlen pro Querschnitt und Messebene.

In Abbildung 4.31 ist der Zusammenhang zwischen der HS-Formzahl und der radialen Biegefestigkeit dargestellt. Die Gesamtfläche der spindelförmigen Holzstrahlquerschnitte pro ausgewertetem Tangentialschnitt blieb von Ebene 0 bis Ebene 4 etwa konstant.

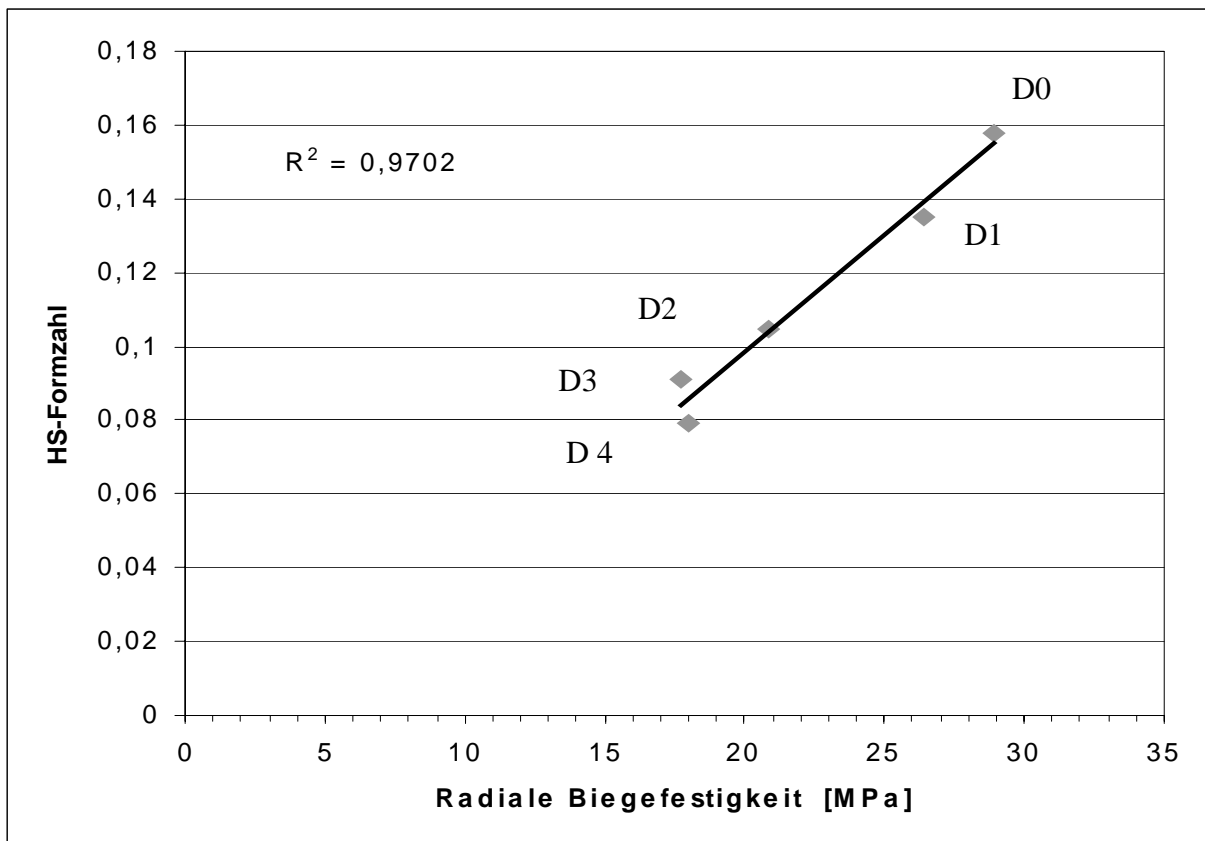


Abbildung 4.31: HS-Formzahl (Breite/Höhe) in Abhängigkeit der radialen Biegefestigkeit.

Diese Ergebnisse zeigen deutlich, dass die Erhöhung der radialen Biegefestigkeit zur Stamm-basis hin durch das Aufspalten der Holzstrahlen mitbestimmt wird.

4.4.3 Numerische Untersuchung zur inneren Optimierung der Bäume

Im Zugholz zeigt sich eine besondere Art der Verbindung im Holzstrahl beim Übergang von Spätholz zu Frühholz. In der Literatur finden sich lediglich Hinweise, dass sich die Holzstrahlen gegen Ende der Vegetationsperiode trompetenförmig aufweiten. In dem holzanatomischen Querschnitt (Abb. 4.32) erkennt man, dass sich der Holzstrahl im Spätholz nicht nur aufweitet, sondern auch gabelt. Wenn der Holzstrahl sein Wachstum am Ende der Vegetationsperiode einstellt, wird sein Ende in ligninreiches Spätholz eingebettet. Aber auch der Spätholz-Holzstrahl selbst besteht aus kurzen, ligninreichen Zellen. Mit Beginn der nächsten Vegetationsperiode wird Frühholz im neuen Jahresring gebildet. Der Holzstrahl wächst aus der Gabelung weiter und verjüngt dabei seinen Querschnitt. Er muss mit dem starken Dickenwachstum des Baumes schritthalten. Seine Zellen sind deshalb langgestreckt und besitzen einen hohen Anteil an Zellulose. Im Holzstrahl sind die kurzen, ligninreichen Spätholzzellen und die langen, zellulosereichen Frühholzzellen durch Pektin miteinander verklebt. Der Holzstrahl im Frühholz ist von zellulosereichem Holz umgeben.

Kombiniert man die im verdickten Bereich eines Holzstrahls angefertigten Tangential- und Querschnitte (Abbildung 4.32 A und B) zu einem räumlichen Gebilde, so lässt sich eine spindelförmige Steckverbindung ausmachen, die im Folgenden „Schwert-Scheide-Verbindung“ genannt wird (Abbildung 4.33).

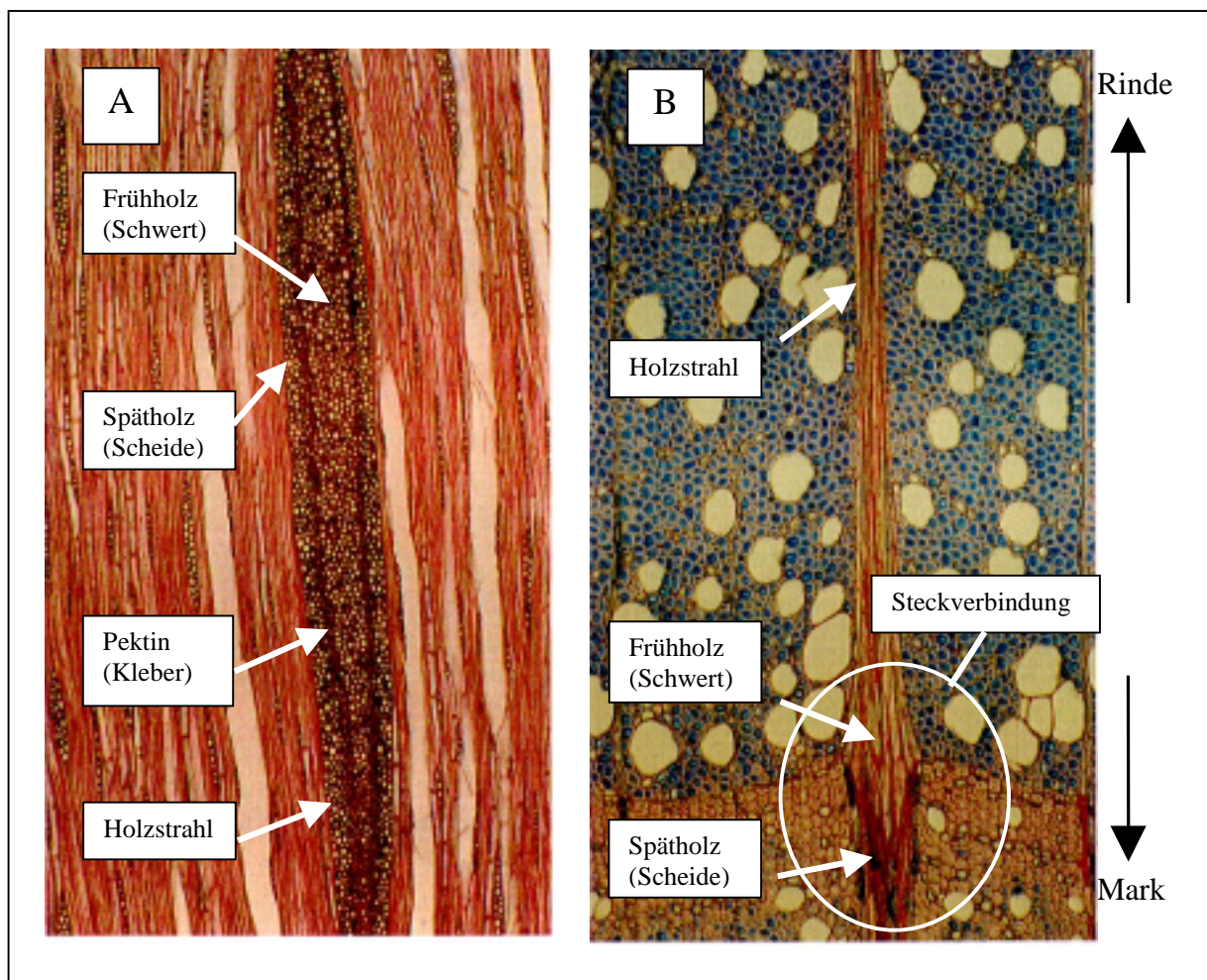


Abbildung 4.32: Übergang zwischen Spätholz und Frühholz eines Rotbuchenholzstrahles im Zugholzbereich einer schiefen Buche. A: Tangentialschnitt ca. 64-fach vergrößert; B: Querschnitt ca. 100-fach vergrößert.

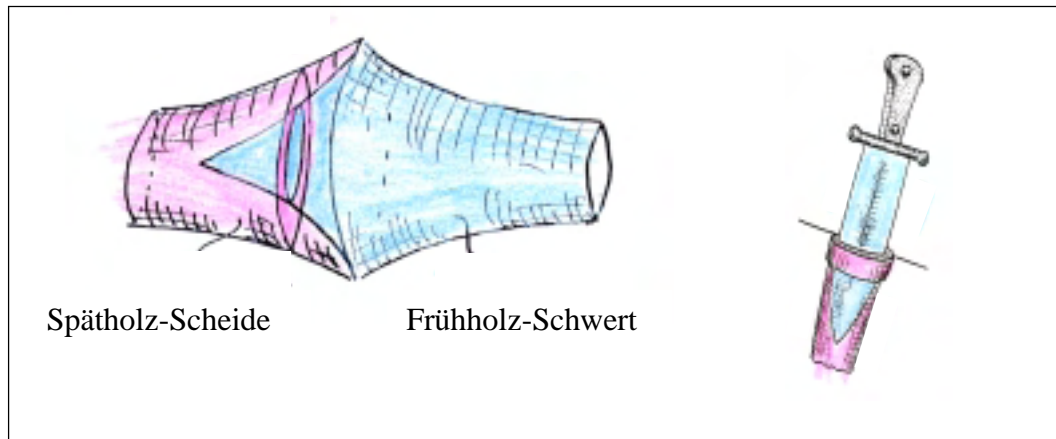


Abbildung 4.33: Der Schwert-Scheide-Effekt. Zeichnung: C. Mattheck.

Der zellulosereiche Frühholz-Holzstrahl steckt in einer ligninreichen Spätholzscheide und ist mit dieser durch Pektin, einem Klebstoff in Bäumen, verbunden. Warum bildet die Buche diese besondere Art der Verbindung? Wird hier von der Natur ein Optimum geschaffen, mit dem der Baum radiale Zugbelastungen besser bewältigen kann? Aus dieser Vermutung heraus könnten sich auch die geringen radialen Festigkeiten von Bäumen mit einreihigen Holzstrahlen wie z. B. Pappeln und Weiden ergeben. Diese können keine Schwert-Scheide-Steckverbindung ausbilden. In die nachfolgenden Untersuchungen wird diese spezielle Holzstruktur näher untersucht.

In den anatomischen Holzchnitten ist, neben dieser besonderen Art der Kopplung zwischen dem im Spätholz und dem im Frühholz liegenden Teil des Holzstrahls, ein weiterer Effekt aufgefallen. Abbildung 4.34A zeigt den Querschnitt durch das Zugholz der schiefen Buche. An den Jahresringgrenzen bilden sich zwischen den Holzstrahlen steif-spröde Spätholzringbereiche (Spätholzdeckel) aus. Diese Spätholzdeckel sind bei genauer Betrachtung gewölbeartig angeordnet. Es liegt die Vermutung nahe, dass aufgrund dieser Anordnung bei den auf Druck belasteten Spätholzdeckeln (Abb. 4.34B) die Gefahr von Deckelbrüchen verringert wird.

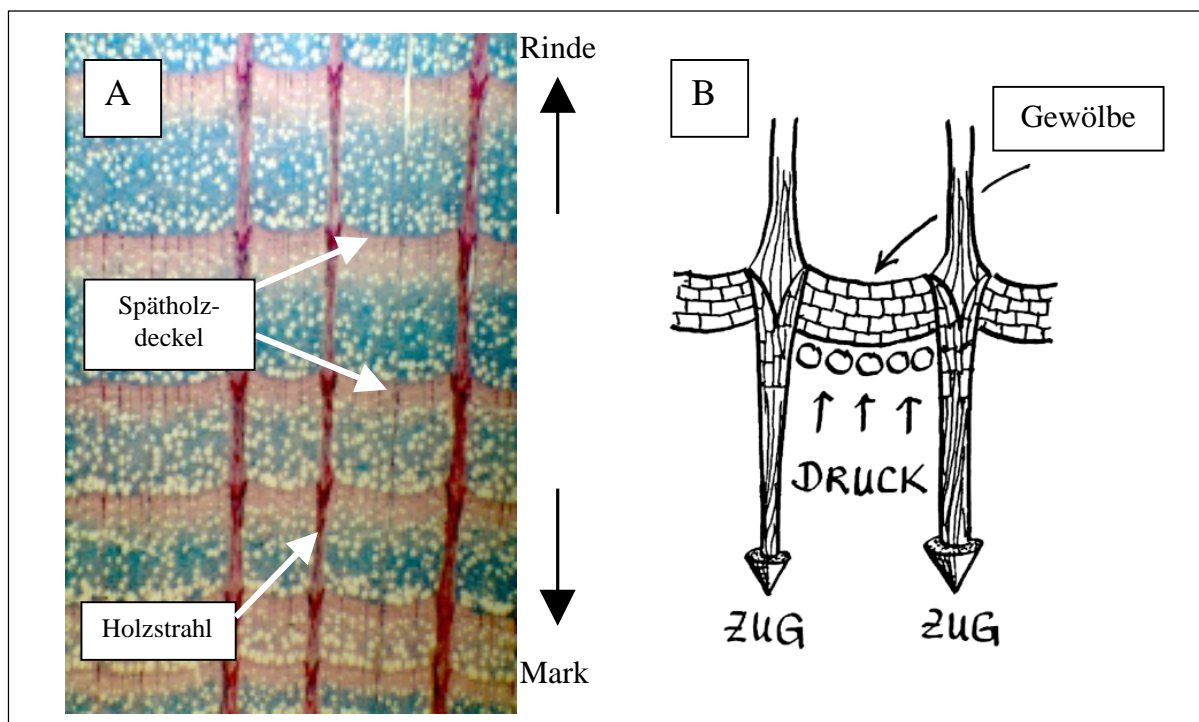


Abbildung 4.34: Die Gewölbehypothese: A: Querschnitt durch Zugholz. B: Schematische Darstellung des Funktionsprinzips. Zeichnung: C. Mattheck.

4.4.3.1 Modellgenerierung

Im Rahmen einer Diplomarbeit von MARTENS (1999) wurden mit Hilfe der Methode der finiten Elemente numerische Untersuchungen anhand eines Modells von einem Holzstrahl und eines Spätholzdeckels hinsichtlich ihrer mechanischen Eigenschaften durchgeführt.

Hierbei wurde von der mikroskopischen Aufnahme des Querschnittes durch das Zugholz der schiefen Rotbuche ausgegangen (Abb. 4.34A). Die Holzstrahlen mit Schwert-Scheide-Verbindung, zwischen denen sich gewölbeartig ausgebildete Spätholzdeckel befinden, sind deutlich zu sehen.

Für das Erstellen der Modellgeometrie wurde die Kontur von einem längsgeschnittenen Holzstrahl mit Schwert-Scheide-Verbindung und einem an den Holzstrahl angrenzenden Gewölbebogen punktweise abgegriffen. Aus diesem Punktemuster wurden dann sowohl das Modell des Holzstrahles als auch das Modell des gewölbeartig ausgebildeten Spätholzdeckels generiert. Abbildung 4.35 zeigt das zusammengesetzte Gesamtmodell. Das Modell 1 repräsentiert den Holzstrahl und das Modell 2 repräsentiert den gewölbeartig ausgebildeten Spätholzdeckel.

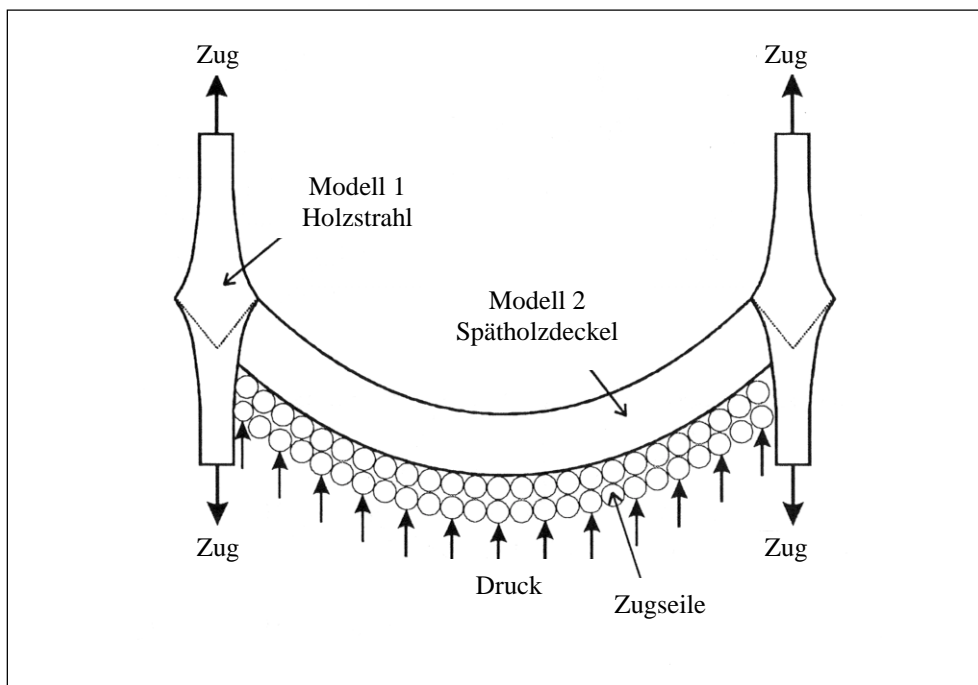


Abbildung 4.35: Modellbildung entsprechend der Anatomie und den angenommenen Randbedingungen. Modell 1: Holzstrahl. Modell 2: Spätholzdeckel.

Die Randbedingungen wurden aus dem in Abbildung 4.34B dargestellten Funktionsprinzip eines Gewölbes abgeleitet. Abbildung 4.36 zeigt die einzelnen Modelle und deren aufzugebene Randbedingungen.

Bei dem Holzstrahl (Modell 1) wird das eine Ende in Belastungsrichtung festgehalten und an dem anderen Ende Zug als konstante Flächenlast aufgegeben.

Der Spätholzdeckel (Modell 2) wird mit einer konstanten, gleichgerichteten Flächenlast auf Druck beansprucht (Abb. 4.36). Für die Lagerung wurden aufgrund der gewölbeartigen Geometrie hauptsächlich Lagerkräfte senkrecht zur Lagerfläche angenommen und die Ränder des Modells wurden in den entsprechenden Richtungen festgehalten.

Das Holzstrahlmodell (Modell 1) wurde in zwei Teilbereiche unterteilt, einem Spätholz- und einem Frühholzteil. Den beiden Teilbereichen können unterschiedliche Materialeigenschaften

bezüglich der Parameter Elastizitätsmodul E und Querkontraktionszahl ν zugeordnet werden. Der tatsächlich „wirksame“ Elastizitätsmodul im Spätholz und im Frühholz resultiert aus der Struktur des Holzes und kann im Spätholz höher sein als im Frühholz. Die Indizes SH für Spätholz und FH für Frühholz ordnen die Parameter dem geometrischen Teil des Holzstrahlmodells zu (Abb. 4.36): SH wird dem linken Holzstrahlteil und FH dem rechten Holzstrahlteil zugeordnet. Alle drei Modelle besitzen an deren Enden den gleichen Querschnitt und für jedes der drei Modelle wurden die gleichen Randbedingungen angenommen.

Modell 1A weist keine Verdickung an der Jahresringgrenze auf und es besitzt dort keine Steckverbindung. Es sieht also aus wie zwei aneinandergeliebte Rechtecke.

Modell 1B weist eine Verdickung an der Jahresringgrenze auf und sieht aus wie die Projektion zweier am Schalltrichter miteinander verklebten Trompeten.

Modell 1C weist ebenfalls wie Modell 1B eine Verdickung an der Jahresringgrenze auf, besitzt dort aber im Gegensatz zu Modell 1B eine Steckverbindung (Schwert-Scheide-Verbindung). Modell 1C entspricht also geometrisch dem Abbild des ausgewählten realen Holzstrahls.

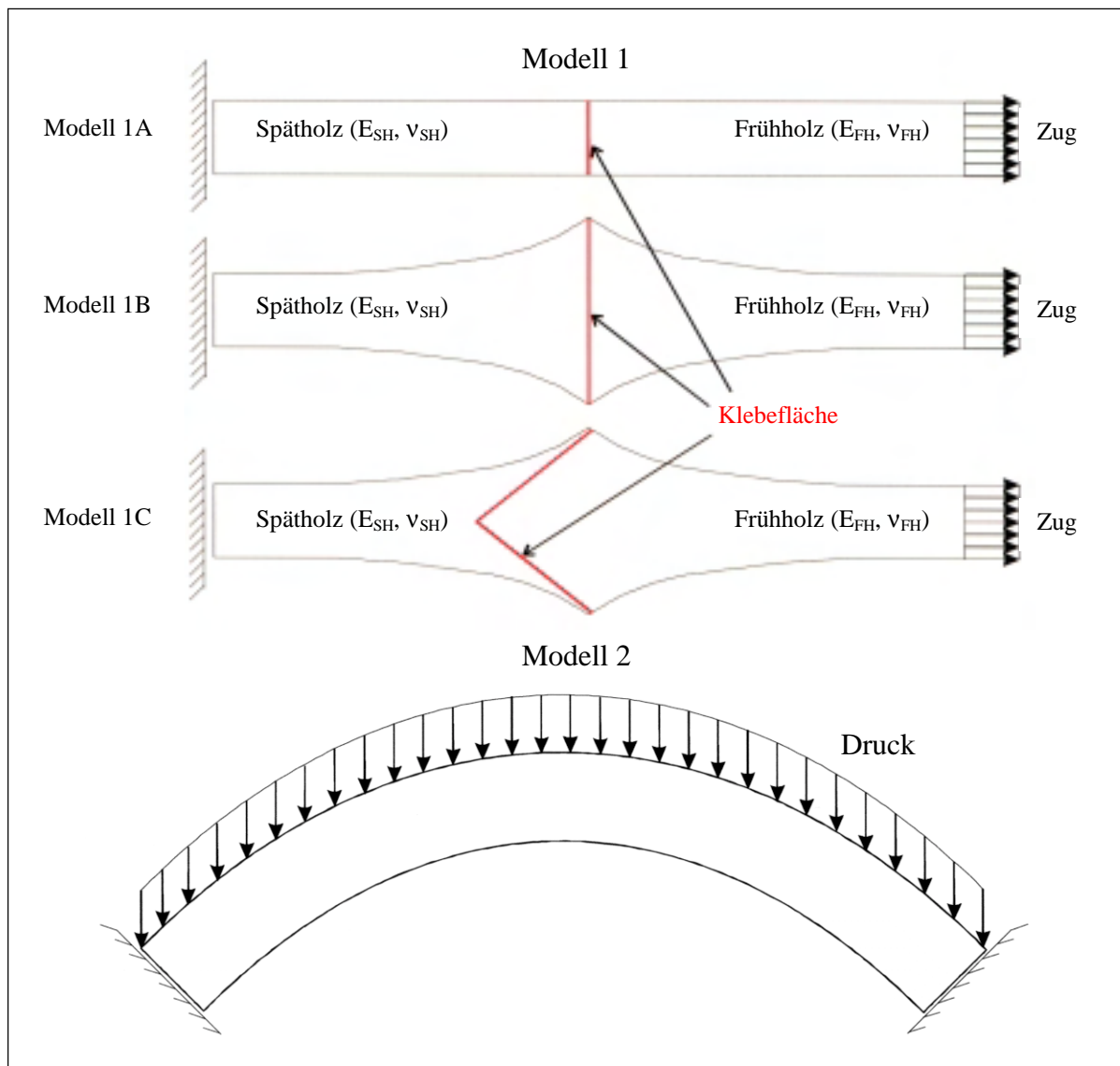


Abbildung 4.36: Finite Element Modelle von Holzstrahlen und Spätholzdeckel als Grundlage für die rechnerische Simulation.

Als besonders schwer erwies sich die Einschätzung der Werkstoffkennwerte der einzelnen Komponenten. Der Elastizitätsmodul E und die Querkontraktion ν können im Allgemeinen durch Versuche ermittelt werden. Zur experimentellen Bestimmung des Elastizitätsmoduls und der Querkontraktion ist es erforderlich, die einzelnen Komponenten völlig unbeschädigt zu isolieren. Dieses Isolieren ist bisher nicht gelungen. Deshalb müssen für eine rechnerische Simulation nach den Methoden der finiten Elemente zunächst Abschätzungen für den Elastizitätsmodul und die Querkontraktionszahl im Holzstrahl getroffen werden. Für die Festigkeit ist hauptsächlich die Kombination von Lignin und Zellulose in den Holzzellen verantwortlich. Zur Eingrenzung der Materialkonstanten können die Werte der reinen Komponenten herangezogen werden. Diese sind nachfolgend in Tabelle 4.3 zusammengestellt.

Literaturquelle	Werkstoff	E_1 [MPa]	$\nu_{r,t}$
BODING und JAYNE, 1982	Zellulose	132400	0,1
CAVE, 1978	Zellulose	136000	-
DIETRICH, 1995	Zellulose	132400	0,3
KOPONEN et al., 1989	Zellulose	137000	-
MARK und GILLIS, 1970	Zellulose	137000	0,1
MARK und GILLIS, 1970	Lignin	2040	0,3
CAVE, 1978	Lignin	7000	-
COUSIN, 1976	Lignin	3500 - 7000	-
BODING und JAYNE, 1982	Lignin	1230	0,3

Tabelle 4.3: Werkstoffkennwerte von Zellulose und Lignin.

Da die reinen Zellkomponenten Lignin und Zellulose einen weiten Bereich für mögliche „wirksame“ Materialkonstanten vorgeben, wurde eine Parameterstudie an drei verschiedenen Holzstrahlmodellen durchgeführt. Ziel dieser Parameterstudie ist, es Aussagen über eine Konstellationen treffen zu können, bei denen die Spannungen an der Klebefläche ein Minimum annehmen.

4.4.3.2 Schwert-Scheide-Verbindung

Untersucht wurde von Modell I A-C jeweils die Belastung an der Klebefläche. Klebeverbindungen können auf verschiedene Arten versagen. Für optimale Ergebnisse in der Klebtechnik sollten auf eine Klebeverbindung nur Scher- und/oder Druckkräfte wirken [LOCTITE, 1992]. Es sind für die Klebestellen die Zugbeanspruchung senkrecht zur Klebefläche und die Scherbeanspruchung parallel zur Klebefläche zu untersuchen. Aufgrund der vorausgesetzten Randbedingungen müssen Druck- und Schälbeanspruchung nicht berücksichtigt werden.

Von Pektin, einem vom Baum verwendeten Klebstoff, ist nicht bekannt, wie er unterschiedliche Belastungsarten erträgt. Viele technische Kleber ertragen eine Scherbelastung besser als eine Zugbelastung. Deshalb werden Zugkräfte, die senkrecht auf die Klebefläche wirken, als die versagensrelevante Größe betrachtet.

Holzstrahlen, die in ihrem Querschnitt weniger als 12 Zellreihen hoch und weniger als 5 Zellreihen breit sind, können sich aufgrund der geringen Anzahl ihrer Zellen meistens nicht an der Jahresringgrenze aufweiten bzw. dort eine ausgeprägte Steckverbindung ausbilden. Diese Holzstrahlen entsprechen dem Typ „Holzstrahl ohne Aufweitung“ (Modell 1A).

Nimmt man für einen Holzstrahl ohne Aufweitung die gleichen Werkstoffkennwerte für den Spätholz- und den Frühholzteil an (homogener Holzstrahl), so liegt für die definierten Randbedingungen ein einachsiger Spannungszustand vor. Aus der Gleichgewichtsbedingung ergibt sich die Zugspannung. Diese ist über den Querschnitt konstant. Die Größe der vorkommenden Spannungen hängt natürlich von der Größe der gewählten Kraft ab, mit der an dem Holzstrahlmodell gezogen wird und nicht von der Verbindungsart. Sie ist deshalb nicht von Interesse. Wichtig für eine Vergleichbarkeit der verschiedenen Modelle untereinander sind die Verhältnisse der Spannungen in den verschiedenen Modellen. Deshalb werden nachfolgend die Spannungen auf die Zugnormalspannung des homogenen Holzstrahlmodells ohne Aufweitung bezogen. Mit diesen relativen, dimensionslosen Spannungen können dann die Spannungszustände der verschiedenen Holzstrahlmodelle direkt miteinander verglichen werden.

Unterscheidet sich beim Holzstrahl ohne Aufweitung (Modell 1A) der Elastizitätsmodul und/oder die Querkontraktionszahl von dem Spät- und dem Frühholzteil, so treten auch Spannungen parallel zur Klebeebene auf. Diese sind um so höher, je größer der Unterschied der E-Moduln bzw. der Querkontraktionszahlen ist. Ihre Richtungen sind entgegengesetzt was zu einem Spannungssprung an der Klebestelle führt. Bei gleicher Querkontraktionszahl treten im steifen Teil des Holzstrahls Druckspannungen und im weniger steifen Zugspannungen auf. Wählt man bei diesem Modell einen gleichen Elastizitätsmodul kommt es im Holzstrahlteil mit der höheren Querkontraktionszahl zu Zugspannungen und im anderen Teil zu Druckspannungen. Die Spannungen parallel zur Klebeebene sind generell klein gegenüber den für die Klebestelle versagensrelevanten Zugnormalspannungen und spielen aufgrund der Überlappung der Holzzellen beim realen Holzstrahl nur eine untergeordnete Rolle.

Ein Vorteil des Holzstrahls ohne Aufweitung (Modell 1A) gegenüber den aufgeweiteten Holzstrahlen (Modell 1B und 1C) ist die homogene Verteilung der Zugspannung auf der Klebeebene. Großer Nachteil ist die geringe Klebefläche durch die fehlende Aufweitung.

Im trompetenförmigen Holzstrahl (Modell 1B) wurden für eine Querkontraktionszahl von $\nu = 0,3$ unterschiedliche Materialpaarungen bezüglich des Elastizitätsmoduls für den Spätholzteil (E_{SH}) und den Frühholzteil (E_{FH}) des Holzstrahls untersucht.

Der Elastizitätsmodul im Frühholzteil wurde mit $E_{FH} = 135.000$ MPa konstant gehalten. Das entspricht etwa dem Elastizitätsmodul von reiner Zellulose. Im Spätholzteil wurde der Elastizitätsmodul schrittweise von $E_{SH} = 6.750$ MPa (Lignin) bis $E_{SH} = 135.000$ MPa (Zellulose) erhöht. Nachfolgend sind in Tabelle 4.4 die untersuchten Materialpaarungen dargestellt.

Spätholz		Frühholz		$\kappa = E_{FH} / E_{SH}$
E_{SH} [MPa]	ν_{SH}	E_{FH} [MPa]	ν_{FH}	
6750	0,3	135000	0,3	20
9000	0,3	135000	0,3	15
13500	0,3	135000	0,3	10
27000	0,3	135000	0,3	5
67500	0,3	135000	0,3	2
135000	0,3	135000	0,3	1

Tabelle 4.4: Variation der Materialparameter der durchgeführten Studie von Abbildung 4.37.

In Abbildung 4.37 sind die Maximalwerte der Zugnormalspannungen (σ_x) der Klebefläche in Abhängigkeit der angelegten Spannung (σ_x^*) über dem Verhältnis der Elastizitätsmodule von Frühholz und Spätholz ($\kappa = E_{FH}/E_{SH}$) aufgetragen.

Bei $\kappa = 1$ ist der Maximalwert von σ_x in der Klebeebene am größten. Er verringert sich mit zunehmendem Verhältnis der Elastizitätsmodule nur geringfügig. Die Maximalwerte treten in der Mitte des Holzstrahls auf und sind für den Spätholzteil und den Frühholzteil gleich groß. Die integrale Mittelspannung in Belastungsrichtung resultiert aus dem Kräftegleichgewicht und ist für alle Parameterpaarungen gleich groß.

Bei den Spannungen senkrecht zur Zugrichtung (σ_y) sind die Maximalwerte in der Klebeebene im Spätholzteil und im Frühholzteil unterschiedlich hoch. Diese Maximalwerte von σ_y bzw. ihr Verhältnis zur angelegten Spannung (σ_x^*) sind ebenfalls in Abbildung 4.37 dargestellt. Es herrscht ein Spannungssprung beim Übergang vom Spätholzteil zum Frühholzteil in der Klebeebene des Holzstrahls vor. Im Frühholzteil liegen Druckspannungen vor, die mit wachsendem Verhältnis der Elastizitätsmodule κ größer werden. Im Spätholzteil hingegen liegen für $\kappa \geq 2$ Zugspannungen vor, die ebenfalls mit wachsendem κ größer werden.

Je weiter die Elastizitätsmodule von Spätholz und Frühholz auseinanderliegen, desto größer ist dieser Spannungssprung. Die Maximalwerte treten in der Mitte des Holzstrahls auf. Nur für $\kappa = 1$, dem „Idealzustand“ des homogenen Holzstrahls gibt es diesen Spannungssprung aufgrund der fehlenden Steifigkeitsdifferenz nicht.

Aus der Betrachtung der Spannungsverläufe in der Mitte des Holzstrahls ist erkennbar, dass es keine optimale Parameterpaarung bezüglich des Elastizitätsmoduls gibt. Je weiter man sich vom Zustand des homogenen Holzstrahls entfernt, desto größer fällt der Spannungssprung in der Klebestelle aus.

Der gleiche Effekt tritt auch auf, wenn bei gleichem Elastizitätsmodul im gesamten Holzstrahl den beiden Holzstrahlteilen unterschiedliche Querkontraktionszahlen zwischen 0,1 und 0,3 zugeordnet werden. Deshalb wurden im weiteren Verlauf der Arbeit Holzstrahlmodelle mit homogenen Materialkennwerten $E^{SH} = E^{FH}$ und $\nu^{SH} = \nu^{FH}$ verwendet, um die geometriebedingten Unterschiede zwischen Holzstrahlmodell 1B und 1C zu untersuchen.

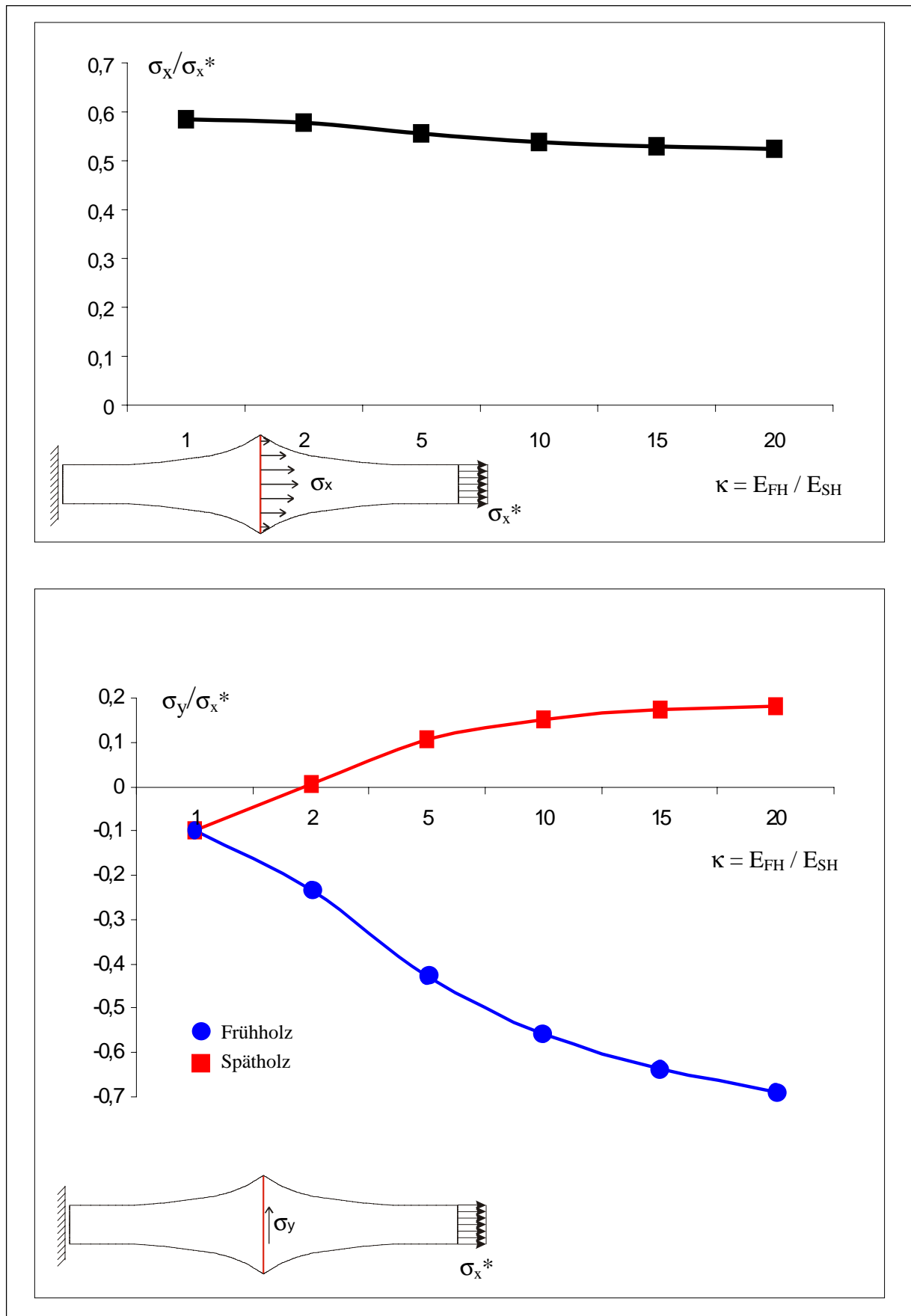


Abbildung 4.37: Spannungsverlauf in der Klebeebene von Modell 1B. Die Maximalwerte der Spannungen parallel und senkrecht zur Zugrichtung sind Abhängigkeit der angelegten Spannung (σ_x^*) über dem Verhältnis der Elastizitätsmodule von Frühholz und Spätholz aufgetragen.

Durch die Schrägstellung der Klebeebene bei der Schwert-Scheide-Verbindung (Modell 1C) ergibt sich gegenüber dem trompetenförmigen Holzstrahl (Modell 1B) eine deutliche Vergrößerung der Klebefläche. Daneben wird durch die Schrägstellung der Kleber nicht mehr auf reinen Zug beansprucht, sondern es wirkt eine Kombination aus Zug- und Scherbeanspruchung. Viele technische Kleber ertragen eine Scherbelastung besser als eine Zugbelastung [LOCTITE, 1992]. Diese Eigenschaft wird nun auch für die Klebestelle des Holzstrahls diskutiert, da von Pektin, dem maßgeblichen Kleber in Bäumen, nicht bekannt ist, ob Zug- oder Schubspannungen das Versagen von Klebeverbindungen auslösen.

Bei den untersuchten zwei Holzstrahlmodellen wurden die Klebeflächen durch Geraden angenähert. Betrachtet man die Klebestellen bei realen Holzstrahlen, so erkennt man, dass sich die Spätholz- und die Frühholzzellen an der Jahresringgrenze teilweise überlappen. Abbildung 4.38 zeigt einen Längsschnitt durch einen Holzstrahl mit relativ wenigen Zellen. Die Jahresringgrenze im Holzstrahl ist schwarz markiert. Sie verläuft nicht geradlinig. Dadurch entsteht eine Art „Verzahnung“. Durch diese „Verzahnung“ der Zellen wird an der Klebestelle ein Formschluss gebildet, der die Gefahr des Abgleitens der Klebeebenen durch die Scherbelastung vermindert.

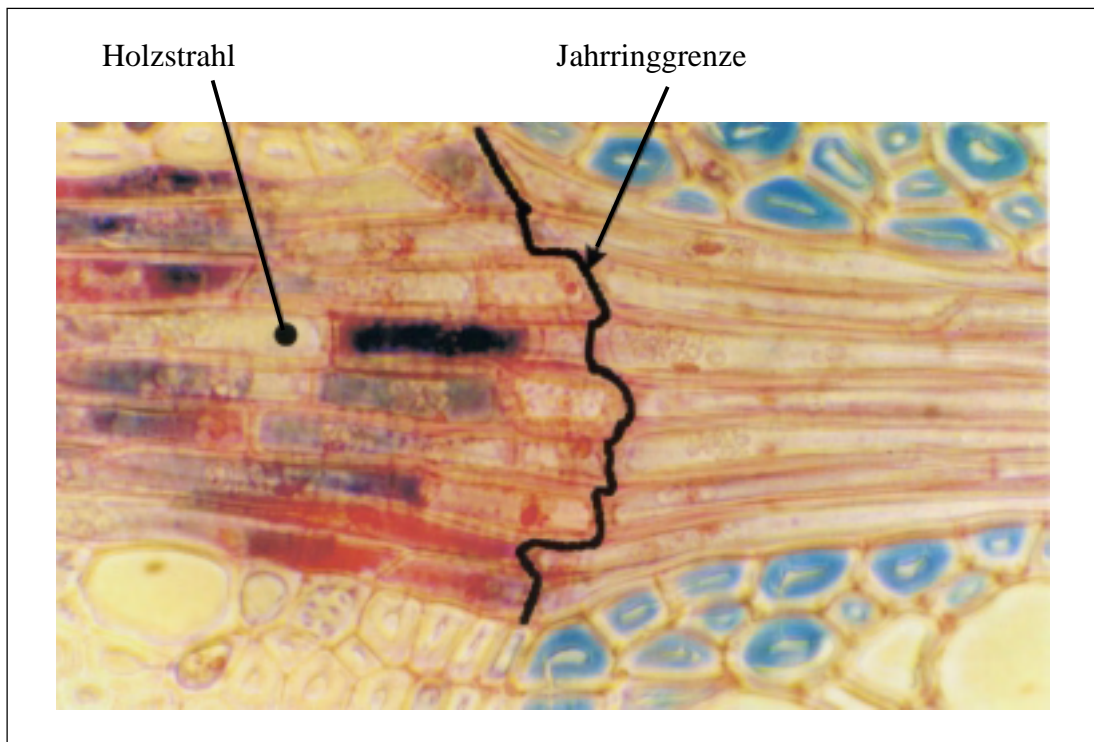


Abbildung 4.38: Längsschnitt durch einen Holzstrahl an der Jahresringgrenze.

Betrachtet man nun die Zugspannungen senkrecht zur Klebeebene, so befinden sich beim Modell mit Schwert-Scheide-Verbindung genau wie beim trompetenförmigen Holzstrahlmodell die größten Zugnormalspannungen in der Mitte (Symmetrielinie) des Holzstrahls. Beim Schwert-Scheide-Modell sind diese aber deutlich geringer und betragen nur etwa 40 % der maximalen Zugspannungen des trompetenförmigen Holzstrahlmodells. Der Verlauf der maximalen Zugspannungen ist beim Schwert-Scheide-Modell in einem großen Bereich nahezu linear. Zum Rand hin gehen die Spannungen auf Null zurück. Abbildung 4.39 zeigt einen Vergleich der relativen Zugnormalspannungen an den Klebeflächen der Modelle 1B und 1C.

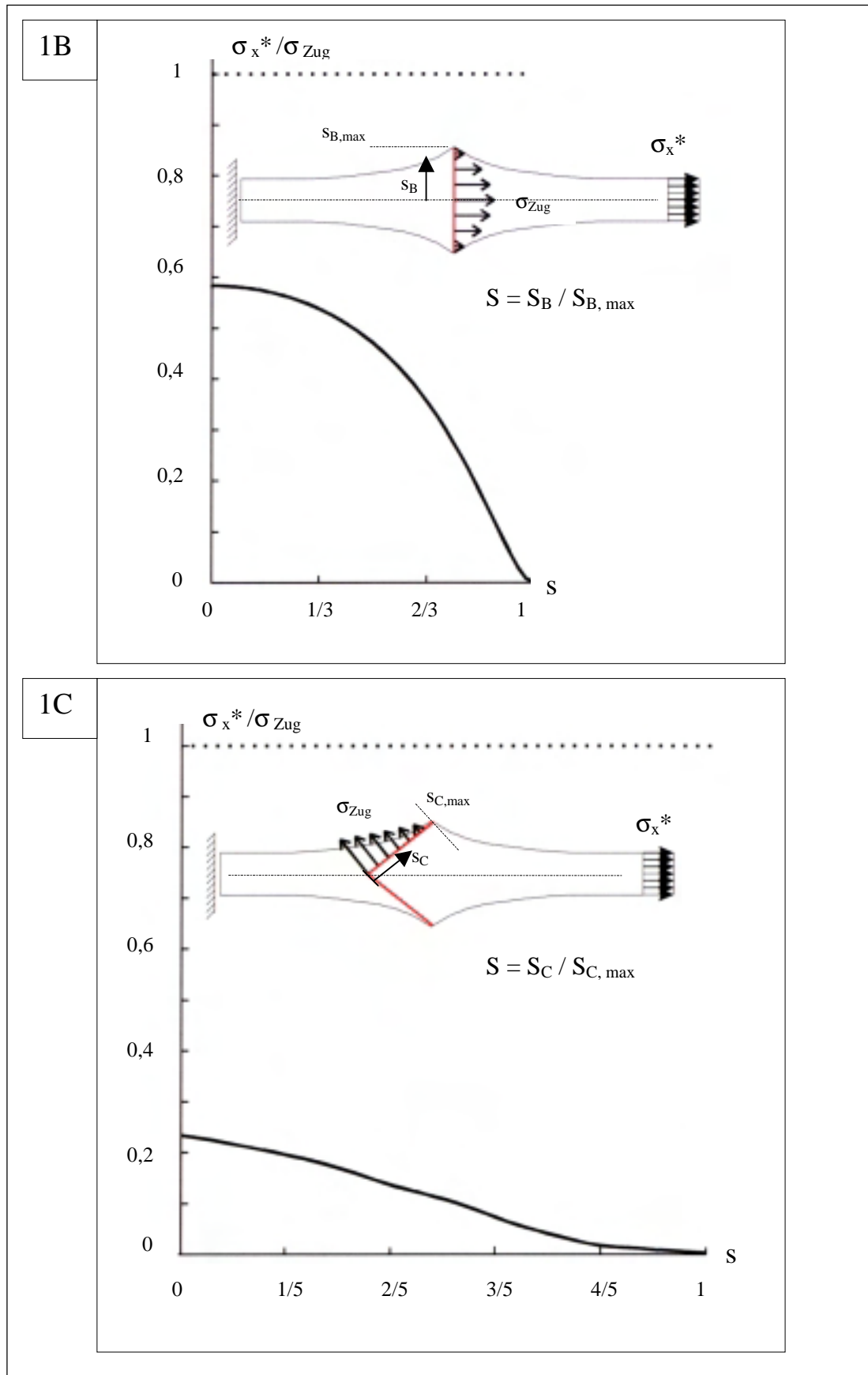


Abbildung 4.39: Vergleich der Zugnormalspannungen senkrecht zur Klebefläche.
 1B: trompetenförmiges Holzstrahlmodell; 1C: Modell mit Schwert-Scheide-Verbindung; mit $E_{SH} = E_{FH} = 12 \text{ GPa}$, $\nu_{SH} = \nu_{FH} = 0,3$.

Die Untersuchungen an Modell 1 haben gezeigt, dass durch die Aufweitung des Holzstrahls an der Jahresringgrenze und durch die Ausbildung einer Steckverbindung an dieser Stelle der Zug auf die Klebefläche stark reduziert wird. Aufgrund der Schrägstellung der Klebeebene wird diese auf Schub belastet. Die Gefahr eines möglichen Versagens durch Schubbeanspruchung wird jedoch durch den Formschluss, den die Holzzellen untereinander im Übergangsbereich von Früh- zu Spätholzgebieten bilden, gemindert.

Die Parameterstudie ergab kein optimales Elastizitätsmodul- bzw. Querkontraktionsverhältnis im Holzstrahl, bei dem die betrachteten Spannungen ein Minimum annehmen. Je größer der Unterschied des Elastizitätsmoduls oder der Querkontraktionszahl zwischen den beiden Holzstrahlteilen ist, desto größer sind die Spannungen, mit der die Klebestelle belastet wird.

Für eine Zugscherbelastung bei einer Klebeverbindung empfiehlt LOCTITE (1992) eine doppelte Laschung oder eine Schäftung mit einem Schäftungswinkel von ungefähr 30 Grad als eine sehr gute, klebgerechte Konstruktion. Die Schwert-Scheide-Verbindung des realen, dreidimensionalen Holzstrahls ist eine Mischung aus doppelter Schäftung und doppelter Laschung und kann somit als eine geniale, natürliche Steckverbindung angesehen werden. Die anfangs getroffenen Annahmen, dass die Klebestelle im Holzstrahl eine vermeintliche Schwachstelle sein kann und dass der Holzstrahl auf Zug belastet wird, werden hiermit bestätigt. Die Schwachstelle wurde vom Baum durch geniale konstruktive Maßnahmen beseitigt.

4.4.3.3 Gewölbehypothese

Belastet man einen geraden Balken wie in Abbildung 4.40A ersichtlich mit einer konstanten Flächenlast, so entstehen auf seiner Unterseite Zugspannungen. Diese können zu einem Problem werden, wenn der Balken aus einem Werkstoff besteht, der zwar stark auf Druck belastet werden kann, aber schon bei relativ geringem Zug zu versagen droht (Stein, Beton). Dieses Problem kann jedoch durch konstruktive Maßnahmen gelöst werden. Hierfür muss der Balken gewölbeartig ausgebildet werden. Es entstehen dadurch zusätzliche Druckspannungen, die dem Spannungsprofil aus Abbildung 4.40A überlagert werden. Somit wird der Zug auf der Unterseite gemindert oder gar aufgehoben. Der Druck wird auf der Oberseite entsprechend erhöht (Abb. 4.40B).

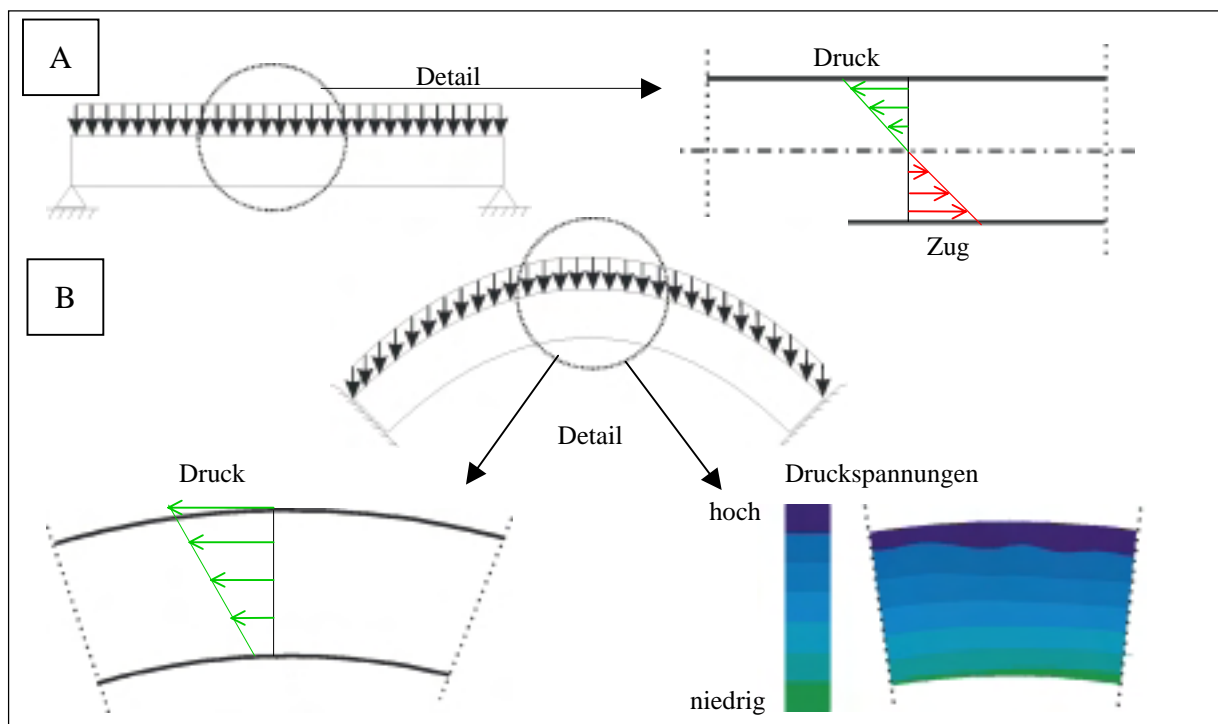


Abbildung 4.40: Vergleich der Spannungsverläufe bei konstanter Streckenlast in einem Balken (A) und einem Gewölbe (B).

Bei antiken Steingebäuden sind häufig Gewölbebögen zu sehen, aber nicht alle Gewölbebögen lösen das Problem gleich gut. Die Krümmung eines idealen Gewölbebogens folgt der Funktion des Cosinushyperbolikus, auch bekannt unter dem Namen „Kettenlinie“.

Hält man eine Kette an ihren beiden Enden fest, so beschreibt diese unter dem Einfluss der Gravitation die eben erwähnte Kettenlinie. Eine Kette kann keinen Druck aufnehmen, da ihre Glieder frei beweglich sind. Aus dem selben Grund können an den beiden Enden keine Querkraft übertragen werden. Baut man also einen Gewölbebogen nach dem Vorbild dieser Kettenlinie und kehrt die Lastrichtung um, so erhält man einen Gewölbebogen, in dem es keine Zugspannungen gibt und bei dem die Lagerkräfte stets senkrecht auf den Lagerflächen stehen.

In Abbildung 4.41 sieht man die Funktion des Cosinushyperbolikus als gepunktete schwarze Linie. Sie stimmt ziemlich genau mit der Gewölbeform des Spätholzdeckels der schiefstehenden Rotbuche überein. Durch diese Gewölbeform vermeidet der Baum Zugspannungen in den Spätholzdeckeln. Während Zug das Risswachstum fördert, hält Druck hingegen Risse zu. Durch diese Umwandlung von Zug- in Druckspannungen wird die Gefahr von Brüchen der Spätholzdeckel im Baum minimiert.

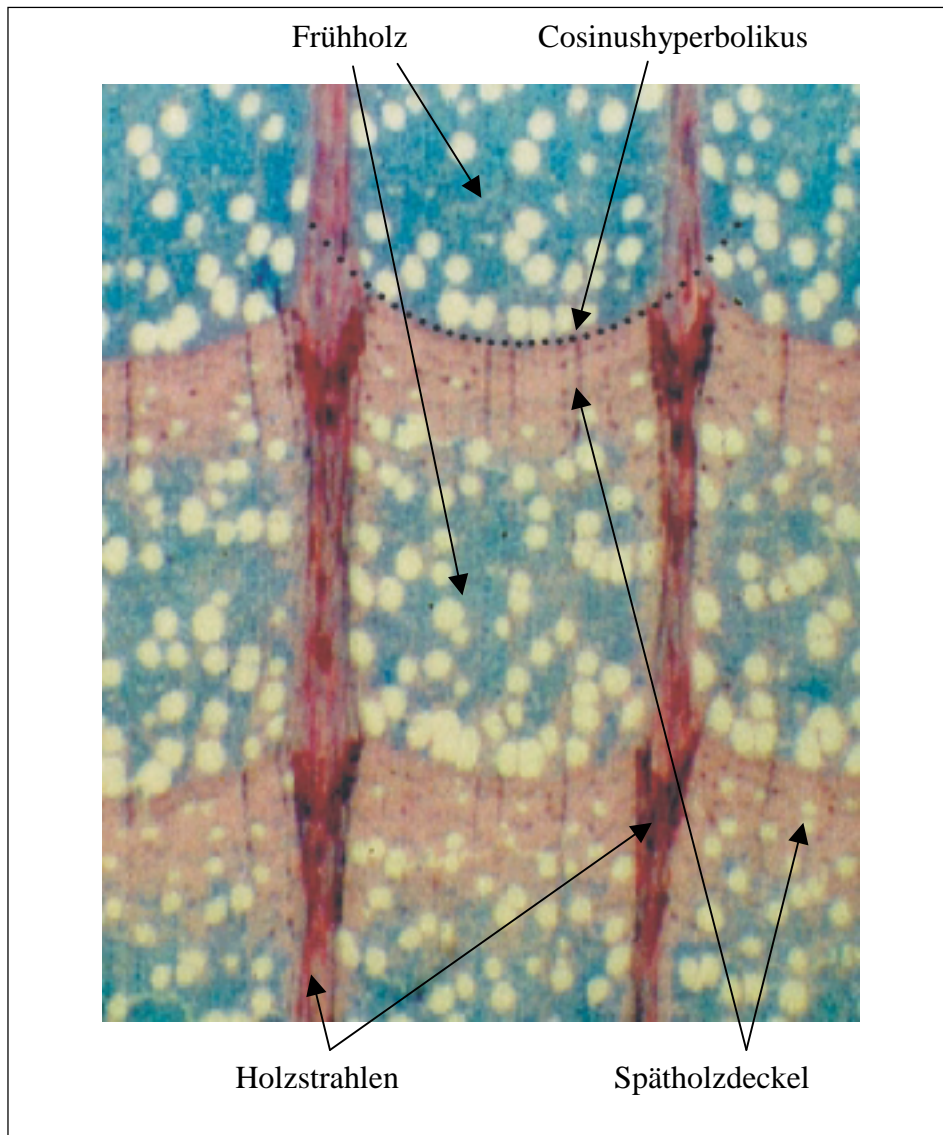


Abbildung 4.41: Querschnitt durch das Zugholz der schiefen Buche. Die Funktion des Cosinushyperbolikus (schwarz gepunktete Linie) und der Gewölbebogen des modellierten Spätholzdeckels sind nahezu identisch.

4.4.3.4 Kombination von Schwert-Scheide-Verbindung und Gewölbehypothese

Abbildung 4.42 zeigt den Verlauf der Druckspannungen an den Lagerflächen des Gewölbes. Sie sind an der Außenseite der Wölbung am größten und fallen bis auf den kleinsten Wert auf der Innenseite der Wölbung nahezu linear ab. Damit wirken sie den ebenfalls nahezu linear verlaufenden Zugspannungen auf der Klebefläche des Holzstrahls entgegen.

Die Zugspannungen im Holzstrahl und die Druckspannungen im Spätholzdeckel können sich somit an der Klebefläche der Schwert-Scheide-Verbindung gegenseitig abschwächen. Denkbar wäre auch eine resultierende Druckbelastung auf die Klebestelle oder sogar eine Kompensation der Druck- und der Zugspannungen. Der exakte Spannungszustand, der aus einer Kopplung von Modell 1 und Modell 2 resultiert, kann hier nicht aufgezeigt werden, da die Belastungsverhältnisse zwischen der Zugbelastung im Holzstrahl und der Druckbelastung durch die Holzfasern auf den Spätholzdeckel unbekannt sind. Zu einer endgültigen Klärung dieser Interaktion der beiden Modelle sind aufbauend auf diese Ergebnisse weiterführende Untersuchungen erforderlich.

Ähnlich wie bei der Gestaltoptimierung durch lastadaptives Wachstum oder dem Legen der Fasern in Richtung des Kraftflusses wird auf konstruktive Weise ein Optimum für den Baum geschaffen.

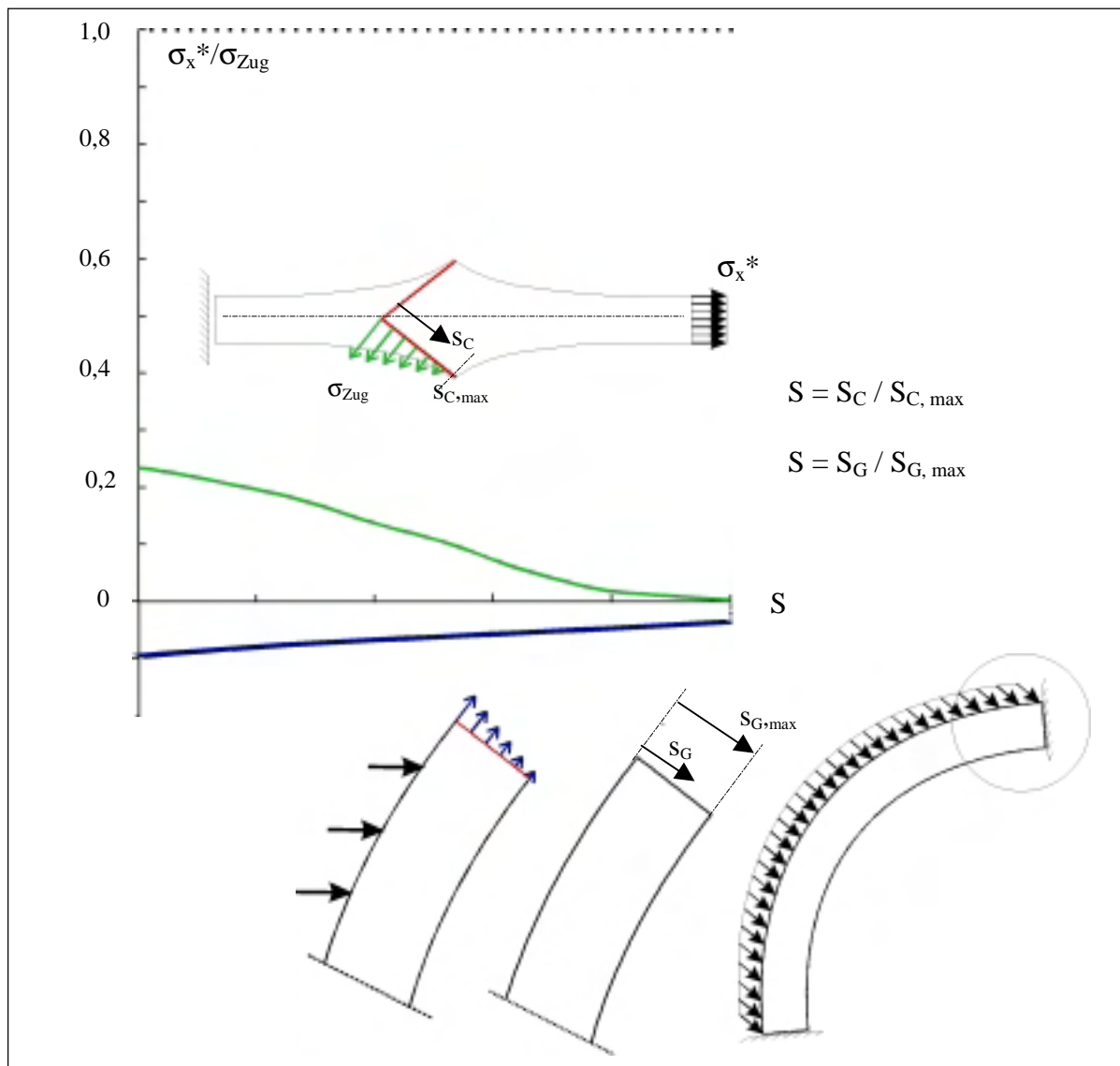


Abbildung 4.42: Qualitativer Vergleich der Spannungsverläufe an der Klebestelle der Schwert-Scheide-Verbindung und an der Lagerfläche des Gewölbebogens.

5 Lastgerechte Faserverbunde - eine lokale Approximation

Eine der Zielsetzungen dieser Arbeit ist es, technische Faserverbunde für definierte Betriebsbelastungen so zu konstruieren wie Bäume, die ihre Holzfasern an jedem beliebigen Ort lastgerecht ausrichten. Besonderes Augenmerk gilt hierbei der technischen Realisierbarkeit bei der Übertragung dieser Optimierungsprinzipien der Natur in die Technik.

5.1 Technisches Holz nach dem Vorbild der Natur

Grundsätzlich können drei innere Optimierungsprinzipien von Bäumen als Grundlage für die Entwicklung von technischem Holz nach dem Vorbild der Natur dienen:

- Einbringen von Eigenspannungen in den Faserverbund; diese Eigenspannungen (u. a. Wachstumsspannungen im Baum) können einer äußeren Belastung des Bauteiles entgegenwirken und dadurch die Bruchlast erhöhen [TESARI, 2000];
- Gezieltes Einbringen von Querfasern in einen UD-Verbund; die Querfasern (Holzstrahlen) nehmen die für Faserverbunde gefährlichen Querkraftbelastungen auf und verringern somit die Gefahr einer Faserdelamination [ALBRECHT 1995, DIETRICH 1995, ZIPSE 1997, GÖTZ und MATTHECK, 1999];
- Ausrichten der Längsfasern in Richtung der Hauptspannungstrajektorien; die lastgerechte Ausrichtung der Längsfasern (Holzfasern) entlang des herrschenden Kraftflusses minimiert den Schub zwischen den Fasern und steigert damit die Festigkeit bzw. reduziert die erforderliche Masse und somit das Gewicht des Bauteils bei gleicher Festigkeit [KRIECHBAUM 1992 und REUSCHEL 1999].

Bisher wurde am Institut für Materialforschung II des Forschungszentrums Karlsruhe an gelochten CFK- bzw. GFK-Zugproben versucht, die gesamte Faseranordnung optimal an die Betriebsbelastung anzupassen. Der Grundgedanke hierbei war: Nach der Berechnung des optimalen Faserverlaufs mit Hilfe der CAIO-Methode werden die Fasern entlang des berechneten Kraftflusses gelegt.

In der industriellen Realität sind jedoch bis zum heutigen Zeitpunkt die Fertigungsmöglichkeiten zum optimalen „Weben“ bzw. „Legen“ von Faserverbunden nach einer vorangegangenen Verteilungsoptimierung noch nicht ausreichend entwickelt, im Gegensatz zu den modernen CAM- (Computer Aided Manufacturing) Möglichkeiten zur Herstellung beliebig komplexer Bauteilgeometrien von isotropen Materialien.

Die hohen Produktionskosten der gefertigten Prototypen, die unzureichende Reproduzierbarkeit der im Zugversuch ermittelten Messergebnisse und unerwünschte Einflüsse auf die Festigkeiten einzelner Komponenten der Zugprobe verhinderten bisher ein ausreichendes Interesse der faserverarbeitenden Industrie für eine Umsetzung dieses Ökofaserverbundes in die Massenproduktion.

Die nachfolgenden Abbildungen 5.1 bis 5.3 zeigen jeweils optimierte und nicht optimierte Zugprobenprototypen, die durch unterschiedliche Produktionsverfahren hergestellt wurden.

In Abbildung 5.1 ist eine nicht-optimierte und eine optimierte GFK-Zugprobe mit einer kreisrunden Störbohrung nach den Bruchtests dargestellt. Mit Hilfe einer, einem X-Y-Plotter nachempfundenen Faserlegemaschine, konnte die mit dem CAIO-Verfahren berechnete optimale Faseranordnung in einer zweidimensionalen Faserstruktur „nachgefahren“ werden. Die hergestellten Proben bestehen aus ca. zehn Einzelschichten. Diese Einzelschichten wurden anschließend im Vakuum mit einem Harz als Matrix getränkt und zu einer Probe zusammengefügt. Der Fasergehalt dieser GFK-Proben beträgt ca. 15 %. Die optimierten Zugproben er-

trugen deutlich höhere Bruchspannungen (im Mittel 36% höher) als die nicht optimierten Zugproben. Die optimale Ausrichtung der Fasern wurde durch die Legegenauigkeit der Faserbündel durch die Maschine stark eingeschränkt. Zusätzlich ergaben sich beim Auslegen der Faserbündel durch eine Düse ein teilweise leicht welliger Faserverlauf.

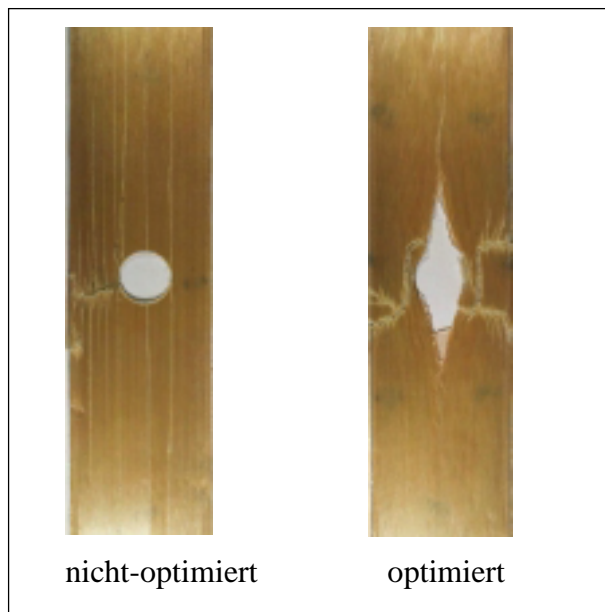


Abbildung 5.1:
Optimierte und nicht-optimierte GFK-
Zugprobe; Produktionsverfahren:
Faserlegemaschine;

In Abbildung 5.2 ist eine nicht-optimierte und eine optimierte CFK- Zugprobe mit mehreren Störbohrungen dargestellt. Bei einer deutschen Firma wurde ein Stickautomat entwickelt, mit dessen Hilfe die optimale Faseranordnung auf einem textilen Stickgrund (Wirrglasfaser) geheftet wurde.

Die optimierten Zugproben ertrugen auch hier deutlich höhere Bruchlasten als die nicht optimierten Zugproben. Die optimale Ausrichtung der Fasern wurde durch die Welligkeit der Langfaserbündel und eine ungleichmäßige Beanspruchung der Fasern untereinander, da die kürzesten Fasern überproportional hoch beansprucht wurden, eingeschränkt. Auch hier konnte nur eine faserverbundähnliche (der Fasergehalt beträgt ca. 10%), zweidimensionale Struktur erzeugt werden.

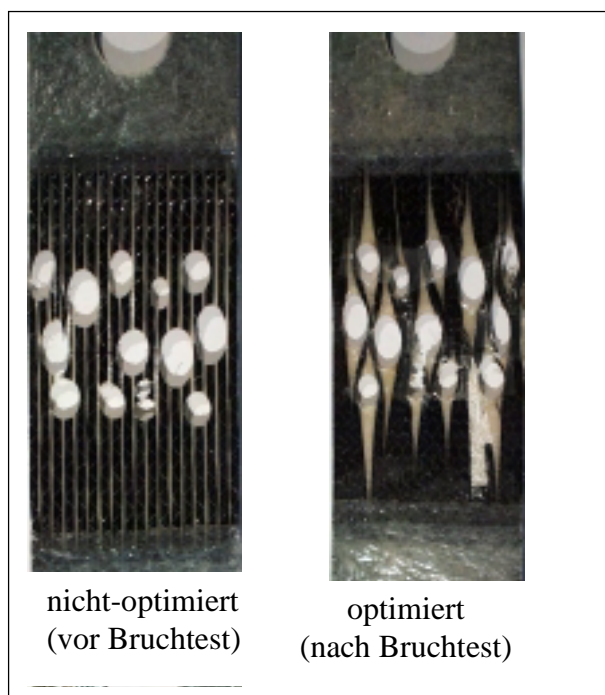


Abbildung 5.2:
Optimierte und nicht-optimierte CFK-
Zugproben. Produktionsverfahren:
Stickautomat;

In Abbildung 5.3 ist eine nicht-optimierte und eine optimierte GFK-Zugprobe mit jeweils zwei kreisrunden Störbohrungen dargestellt. Diese Proben wurden in Zusammenarbeit mit der Firma Schleicher Segelflugzeugbau in Poppenhausen hergestellt.

Bei dem nicht-optimierten Prototyp besteht die Verstärkung aus handelsüblichen und in der Massenproduktion von z. B. Automobilherstellern verwendeten unidirektionalen Glasfasermatten (Glasfaseranteil in der Probe ca. 30-40 %). Diese Glasfasermatten wurden in Epoxid-Harz getränkt und anschließend bei einer Temperatur von 80°C getempert.

Ein wesentlicher Vorteil der Glasfasergewebe zu den vorher verwendeten Carbonfasern liegt in der Versagensart beim Bruchtest. Im Gegensatz zu den schwarzen, undurchsichtigen carbonfaserverstärkten Kunststoffen kann bei einer glasfaserverstärkten Probe der Ort des Versagens des Bauteils sowie die Versagensart während des Bruchtests sehr gut beobachtet werden. Daneben wird bei GFK-Proben dem Beobachter eine Art „spannungsoptische Betrachtung“ ermöglicht. Die hochbelasteten Bauteilbereiche erscheinen im Zugversuch dunkler als die unterbelasteten Bereiche.

Die Problematik der Krafteinleitung, von den Bolzen über die Aufdoppler und schließlich in den eigentlichen Designraum der Zugprobe konnte durch die Verwendung von Glas- statt Kohlefasern deutlich reduziert werden. Beim Zugversuch müssen die Zugspannungen in den Aufdoplern über Schubspannungen zwischen den Aufdoplern und der eigentlichen Zugprobe in die Verstärkungsfasern übertragen werden. Der maximal übertragbare Schub ist durch die Breite bzw. Länge der Klebefläche beschränkt. Aufgrund der geringeren Zugfestigkeit der Glasfaser gegenüber der Kohlefaser wurde die notwendige Schubspannung deutlich reduziert.

Die optimierte Probe wurde in einem Negativform-Verfahren hergestellt. Hierzu wurde entsprechend der Berechnung eine Negativform der Zugprobe mit einer optimalen Faseranordnung aus Aluminium hergestellt. In diese Negativform konnten dann die Glasfaserrovings exakt, unter leichter Vorspannung und somit ohne Wellen in der einzelnen Verstärkungsfasern manuell eingelegt werden. Die optimierte Probe hatte aufgrund der fertigungsbedingten 4-fachen Dicke gegenüber der nicht-optimierten Probe einen Fasergehalt von ca. 10 %. Die Anzahl der nicht durchtrennten (tragenden) Glasfasern war bei den untersuchten optimierten und nicht-optimierten Proben gleich groß.

Problematisch war bei diesem Produktionsverfahren, dass, ebenso wie bei den vorhergehenden Produktionsverfahren, kein fehlerfreier, paralleler Mikrofaserverlauf nach einer durch die CAIO-Berechnung vorgegebenen Richtungsänderung gewährleistet werden konnte.

Auch hier konnten bei den optimierten Prototypen deutlich höhere Bruchlasten erreicht werden als bei den nicht optimierten, uniaxial gerichteten, glasfasermattenverstärkten Prototypen.

Die Problematik der Krafteinleitung in die Zugprobe wurde nicht vollständig behoben. Teilweise versagten die optimierten Prototypen, indem die Verstärkungsfasern aus den Aufdoplern herausgezogen wurden. Die exakte Bruchlast im Bereich der Kerbe konnte somit nicht immer ermittelt werden.

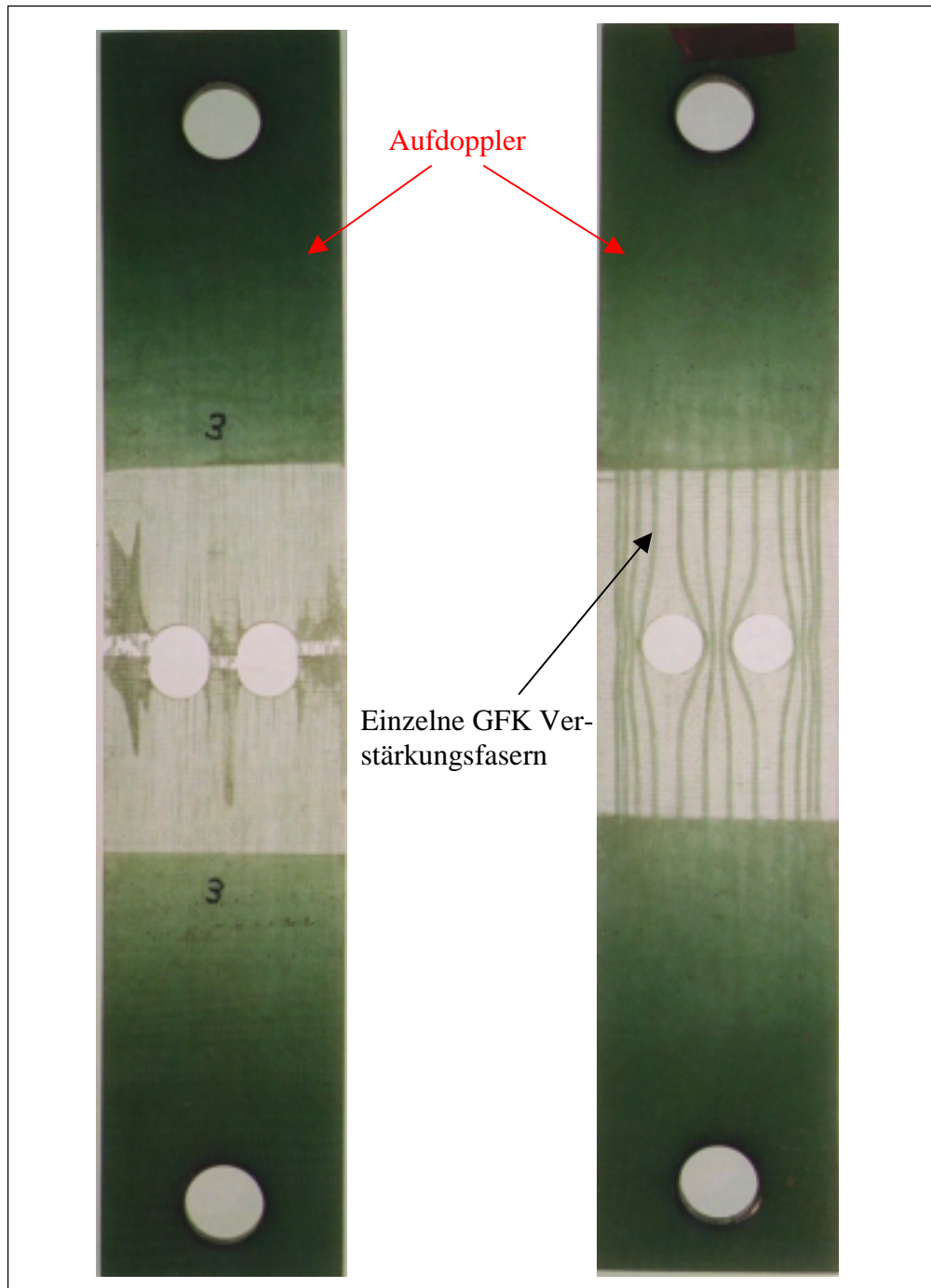


Abbildung 5.3: Optimierte und nicht-optimierte GFK- Zugproben. Produktionsverfahren: Einlegen in Negativform;

Die aufwendige Herstellung der Prototypen bei allen beschriebenen Produktionsverfahren, die unzureichende Qualität der Faserverlegung (Welligkeit, Faserdrehung, Makrorisse in den Rovings, keine parallele Faserausrichtung innerhalb eines Rovings), die unzureichende Reproduzierbarkeit der Meßergebnisse und somit der Qualitätssicherung und die Problematik der Krafteinleitung von den Aufdopplern in den eigentlichen Designraum verhinderten es, das Interesse der faserverarbeitenden Industrie auf diese Optimierungsmethode zu lenken.

Daneben ist jedes der verwendeten Produktionsverfahren bei der Realisierung der mit Hilfe der CAIO-Methode berechneten Faseranordnung auf eine zweidimensionale Kompromisslösung beschränkt.

Zum Einbringen von Eigenspannungen bzw. zur Vermeidung von bereits vorhandenen unerwünschten Eigenspannungen existieren bereits verschiedene Ansätze zur Verbesserung des Zwischenfaserbruchverhaltens von FK-Verbunden. Von BARTOSCH (1998) wurde untersucht, inwieweit flexibilisierte Harze z. B. die Querbruchdehnung der Einzelschicht steigern können. In der Regel führt das Flexibilisieren von Duromeren, das durch Zumischen von Elastomeren geschieht, zu einer Reduzierung der Haftfestigkeit zwischen Faser und Matrix. Bartosch stellt in seiner Arbeit fest, dass es thermomechanische Behandlungsverfahren gibt, die es ermöglichen, in vollständig ausgehärtete Lamine gezielt Eigenspannungen einzubringen. Es stellt sich jedoch heraus, dass es beim Kerb- und beim Lochleibungsproblem durch diese Behandlungsweise bei bestimmten Fällen zu einer Steigerung, bei anderen dagegen zu einer zum Teil drastischen Verschlechterung der Bruchreserve führt. Daneben kann zur Zeit keine Beurteilung zur praktischen Realisierung seitens der Industrie - insbesondere vor dem Hintergrund ökonomischer Randbedingungen - getroffen werden.

Dem Autor erscheint es als äußerst schwierig, in bestimmten Bereichen eines FV-Werkstoffes eine unterschiedliche Anzahl von Querfasern verschiedenster Querschnitte (vergleiche Holzstrahl-Formzahl) in diverse Richtungen einzuweben.

Das gezielte Einbringen von Querfasern in den UD-Schichtverbund als weiteres Optimierungsprinzip der Natur wurde ebenso wie das Einbringen von Eigenspannungen aus produktionstechnischen Gründen verworfen.

5.2 Die Multilinearisierungs-Methode

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit ist es gelungen, eine Methode zu entwickeln, die es ermöglicht, auf einfache Weise die maximal ertragbare Last von gekerbten, technischen Faserverbunden deutlich zu erhöhen. Diese Methode wird im Folgenden Multilinearisierungsmethode genannt.

Der wesentliche Vorteil dieser Multilinearisierungsmethode gegenüber den oben aufgeführten Produktionsverfahren liegt in der einfachen, kostengünstigen und fehlerarmen Herstellung des faserverstärkten Bauteils. Der Grundgedanke hierbei war, einen in der Industrie bereits bei der Massenfertigung verwendeten Grundwerkstoff wie Glasfasermatten, welche einen Fasergehalt von 40-50 Vol. % im späteren Bauteil gewährleisten können, aufgrund der CAIO-Berechnung lastgerecht zu verstärken. Das Ziel, den optimalen Faserverlauf durch stetig verlaufende Fasern im gesamten Bauteil zu erreichen wurde aufgrund der erheblichen produktionstechnischen Schwierigkeiten verworfen.

Statt dessen wird der mit der CAIO-Methode berechnete, optimale Faserverlauf multilinearisiert, d. h. durch diskrete Matten mit unidirektionalen Fasern angeglichen.

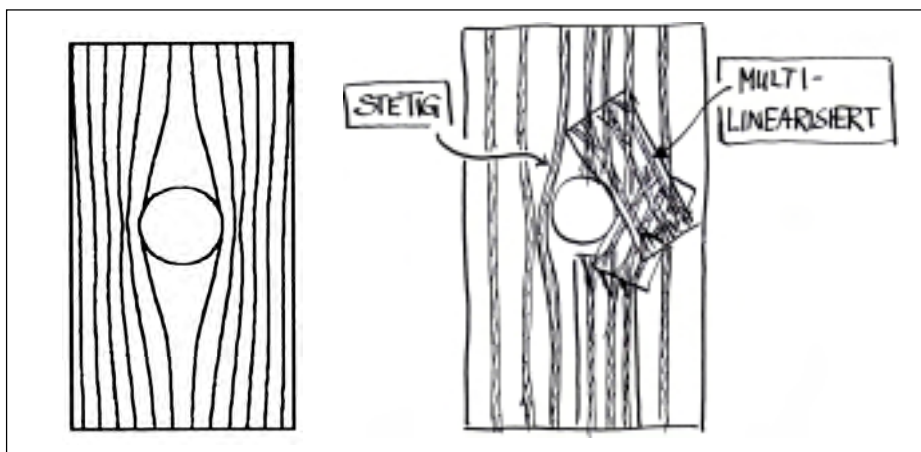


Abbildung 5.4: Schematische Darstellung der Multilinearisierung. Diskrete Matten werden an der Schwachstelle des Bauteils gezielt und gerichtet aufgebracht. Zeichnung: C. Mattheck.

In Abbildung 5.5 ist eine Zugplatte mit einer Kreisbohrung zusammen mit der Spannungsverteilung dargestellt. In der Umgebung der Bohrung bilden sich in Abhängigkeit der Form der Kerbe, der Anisotropie der Platte und der Belastung z. T. starke Schnittlastüberhöhungen aus. Bei einer isotropen Zugprobe mit kreisrunder Bohrung ist der Normalkraftfluss am Lochrand an der Stelle des geringsten Querschnitts dreimal höher als die angelegte Spannung ($\sigma_{x\infty}$). Bei einer anisotropen Zugprobe kann diese Spannungsüberhöhung noch wesentlich höher ausfallen.

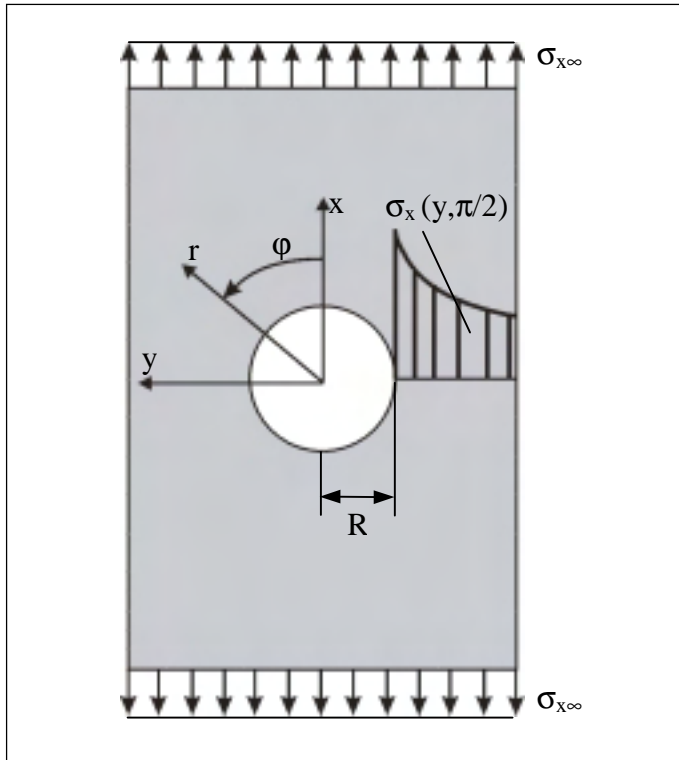


Abbildung 5.5:
Die Kerbspannung als lokale Spannungsspitze bei der gelochten isotropen Zugprobe.

Für die Entstehung erster Zwischenfaserbrüche im Laminat ist die Spannung in der gefährdeten Einzelschicht am Lochrand verantwortlich. Aufgrund der Festigkeitsanisotropie von Laminaten muss nicht, wie bei den isotropen Werkstoffen, der Ort des größten Tangentialkraftflusses mit dem Ort der größten Gefährdung übereinstimmen. Vielmehr wird bei FV-Werkstoffen der Ort der größten Gefährdung durch den Verlauf der Bruchreserve entlang des Lochrandes auf der Grundlage eines Versagenskriteriums (z. B. Tsai-Hill) berechnet. Die Stelle der geringsten Bruchreserve entspricht dann dem Ort der größten Gefährdung.

Zur Verbesserung des Kerbverhaltens von multidirektionalen FV-Werkstoffen wurden am Beispiel der Lochplatte sowohl numerische Untersuchungen an FE-Modellen mit unterschiedlichen Materialkennwerten als auch praktische Untersuchungen an Glasfaser-Prototypen durchgeführt.

Mit Hilfe der CAIO-Methode wurde in einer FE-Analyse der optimale Faserverlauf in einem FK-Verbund berechnet (vergl. Kapitel 3.2). Auf der Grundlage dieses Ergebnisses und im Hinblick auf eine kostengünstige Herstellung wurden die gefährdeten Bereiche am Lochrand der Platte durch das Aufkleben von diskreten Matten mit unidirektionalen Fasern (= Pflaster) verstärkt. Die Pflaster bestehen aus vorimprägnierten uniaxialen Rovings, die nach Aushärten des Grundlaminates und Einbringen der Störbohrung mit Epoxid-Harz aufgeklebt werden, und konnten somit im FE-Modell mit Tied Contact (fest verbunden) generiert werden.

Nachfolgende Abbildung 5.6 zeigt das Ergebnis der CAIO-Berechnung und die daraus resultierende multilinearisierte Anordnung der Rovings auf der Grundplatte.

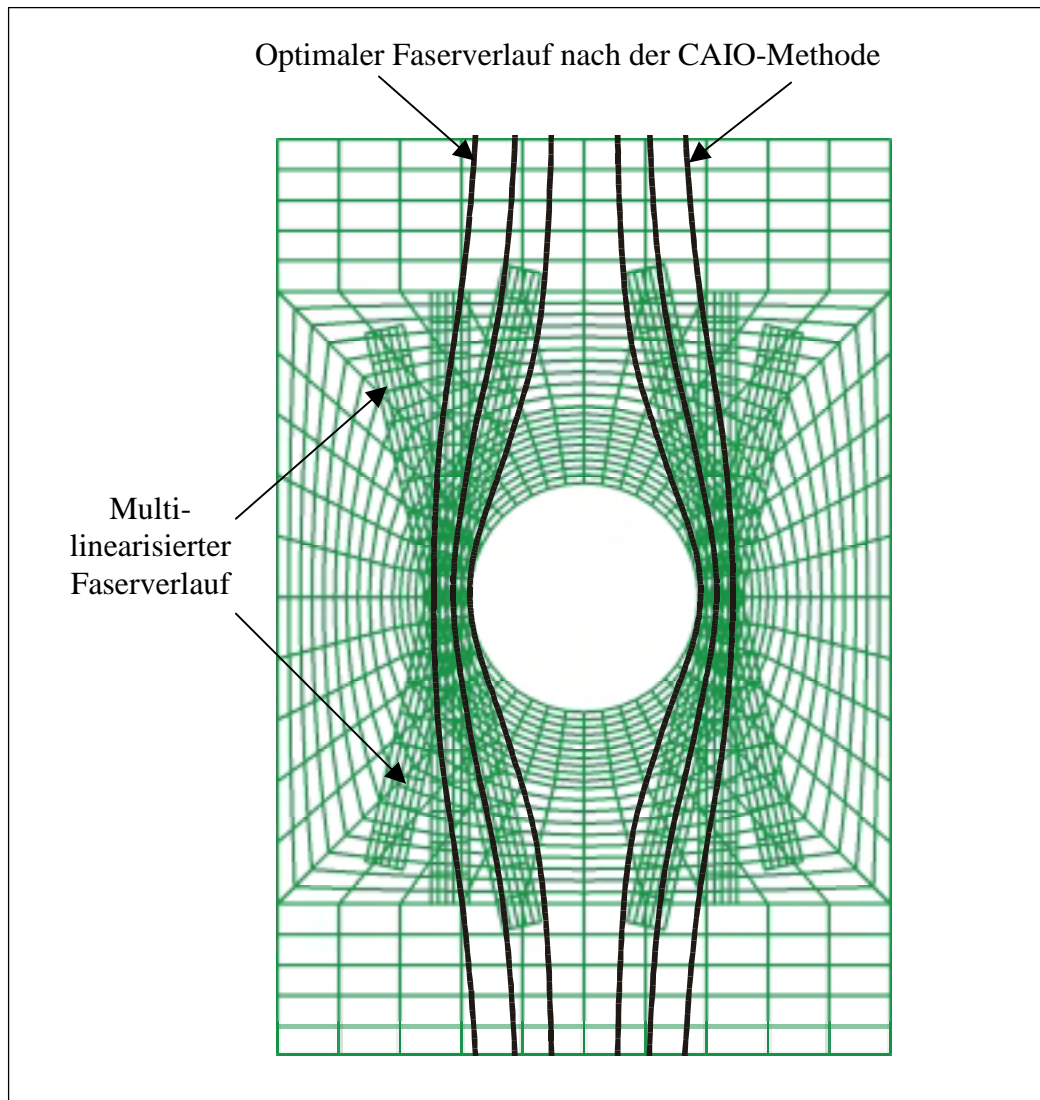


Abbildung 5.6: Der multilinearisierte Faserverlauf nach Vorgabe der CAIO-Berechnung.

Anhand von weiteren FE-Analysen wurde an CFK- und GFK-Werkstoffen die optimale Anordnung dieser Rovings auf dem jeweiligen Laminat ermittelt. Die untersuchten Laminat bestehen aus einem Schichtverbund von unterschiedlich zur Belastungsrichtung angeordneten Einzelschichten ($(+45^\circ/0^\circ/-45^\circ)$ -Abweichung) bzw. aus drei uniaxialen Einzelschichten (Schichtverbund aus gleichmäßig zur Belastungsrichtung angeordneten Einzelschichten; $(0^\circ,0^\circ,0^\circ)$ -Abweichung). Als Verstärkung wurde jeweils der gleiche Werkstoff verwendet, aus dem die Grundplatte besteht. Verstärkt wurde die Ober- und Unterseite der Lochplatte mit jeweils drei Pflastern an den Stellen mit dem geringsten Querschnitt (Abb. 5.6). Eine der drei Verstärkungen ist bei allen Lochplatten parallel zur Belastungsrichtung angeordnet (tangential zum Lochrand im engsten Querschnitt der Platte). Bei den anderen Pflastern wurde jeweils die gleiche Neigung zur Zugachse angenommen (z. B. ± 10 Grad).

Nachfolgende Abbildung 5.7 zeigt exemplarisch das Ergebnis der dreidimensionalen FE-Analyse einer CFK-Lochplatte die aus drei uniaxialen Einzelschichten (Schichtverbund aus $(0^\circ,0^\circ,0^\circ)$ zur Belastungsrichtung angeordneten Einzelschichten) aufgebaut ist. Berechnet wurde hierbei der Ort der geringsten Bruchreserve im Faserverbund von unverstärkten und verstärkten Lochplatten anhand des Tsai-Hill-Versagenskriteriums. Betrachtet werden die unverstärkte, die 0-Grad-, die 20-Grad- und die 40-Grad-Verstärkung. Die Gradzahlangabe bezieht sich jeweils auf die Neigung der Rovings zur Zugachse. Je höher der Tsai-Hill-Wert ist,

desto geringer ist die Bruchreserve an der jeweiligen Stelle. Bei einem Tsai-Hill-Wert von 1,0 versagt das Laminat.

Dargestellt sind hierbei jeweils die versagensrelevante Schicht, d. h. die Bereiche mit den höchsten Tsai-Hill-Werten von der Oberfläche des Laminats (Ebene unterhalb des Verstärkungspflasters). Die Belastung wurde so gewählt, dass das Bauteil ohne die Verstärkung versagt. Deutlich ist der Unterschied im Tsai-Hill-Wert zu sehen. Der Tsai-Hill-Wert nimmt vom unverstärkten über die 0-Grad-Verstärkung bis zur 20-Grad-Verstärkung ab, steigt jedoch zur 40-Grad-Verstärkung hin an.

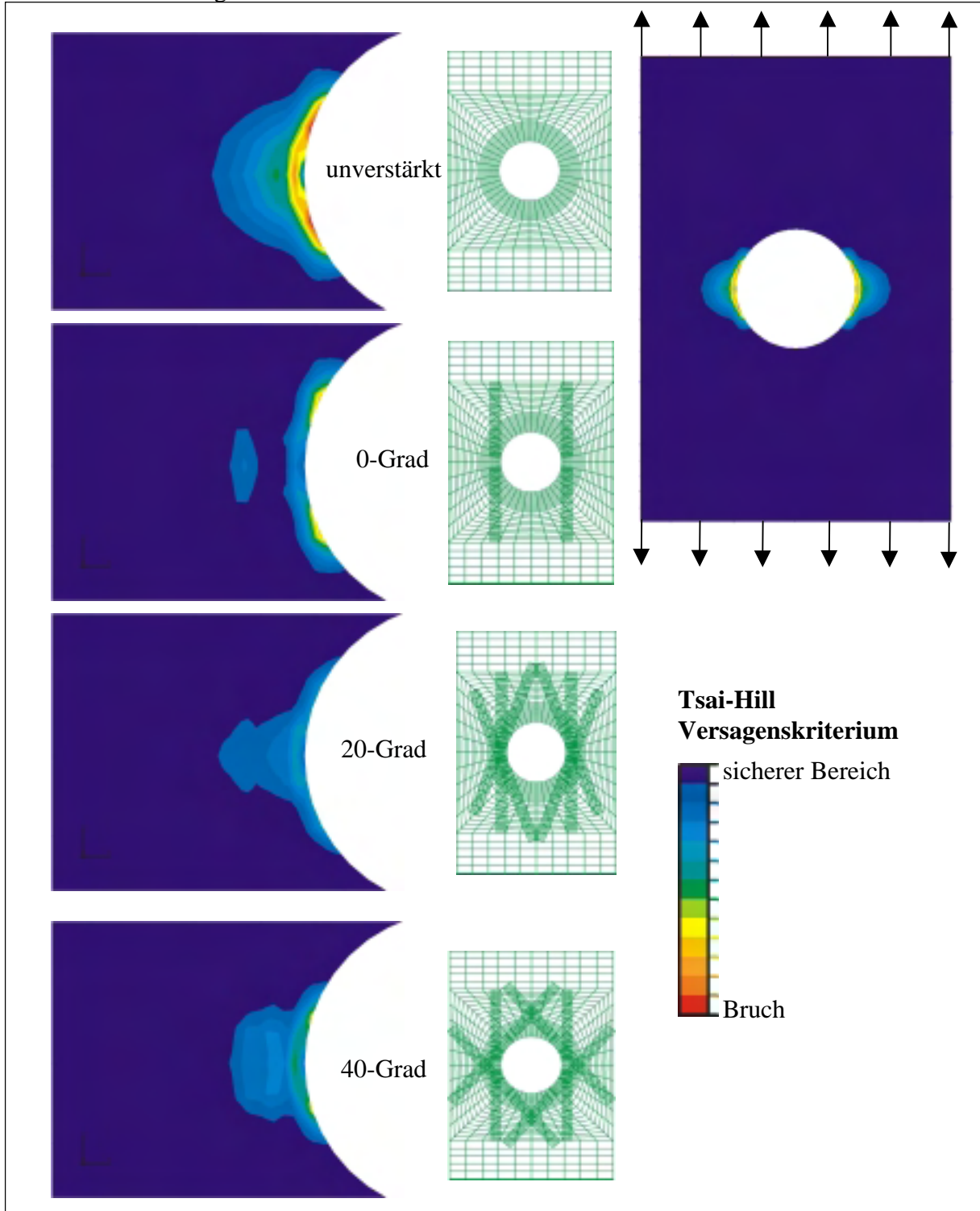


Abbildung 5.7: Ergebnisse der FE-Analyse: Tsai-Hill-Versagenskriterium bei einer unverstärkten und verschiedenen verstärkten CFK-Lochplatten.

Verwendet man diese Tsai-Hill-Werte als Maß für eine noch mögliche Steigerung der mechanischen Belastung der Lochplatte, so führt dies zu der in der nachfolgenden Abbildung 5.8 dargestellten Bruchkrafterhöhung in Abhängigkeit der Neigung der Verstärkung zur Zugachse. Das Diagramm zeigt das Ergebnis der FE-Analysen von 15 verschiedenen Verstärkungsanordnungen bezüglich der theoretischen Steigerung der Belastung bis zum Bruch. Die Erhöhung der Bruchkraft ist prozentual, bezogen auf die Bruchkraft der unverstärkten Lochplatte dargestellt. Diese führt die nach dem Tsai-Hill-Versagenskriterium zu einem "first ply failure", also zu einem ersten Versagen in einer Einzelschicht.

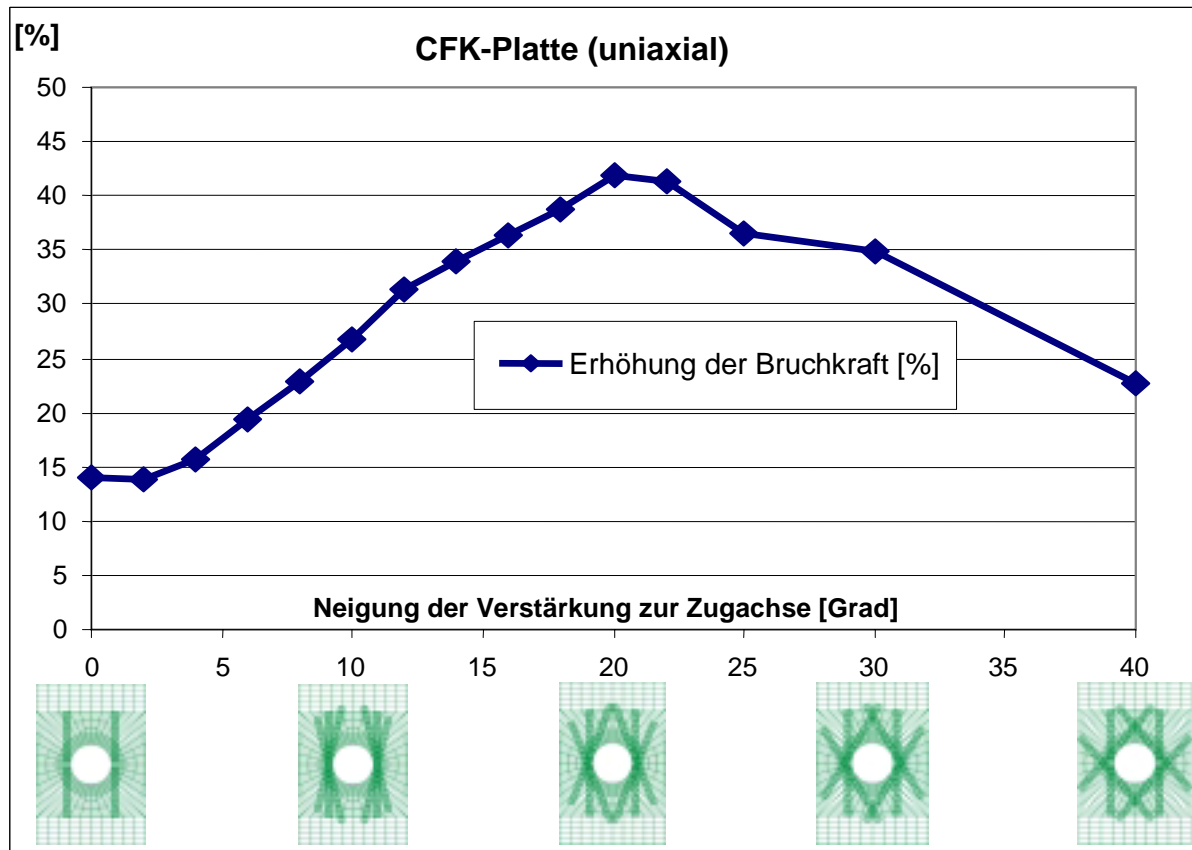


Abbildung 5.8: Berechnete prozentuale Erhöhung der Bruchkraft einer CFK-Lochplatte in Abhängigkeit der Neigung der Verstärkung zur Zugachse.

Eine Verstärkung des Lochrandes mit jeweils drei parallel zur Zugrichtung angeordneten Pflastern auf Vorder- und Rückseite (insgesamt zwölf Pflaster) bewirkt eine Erhöhung der Bruchkraft um 14 %. Die maximale Bruchkraft wird in dieser Berechnung bei einer Verstärkung im Winkel von 20 Grad zur Zugachse erreicht. Die maximale Erhöhung der Bruchkraft beträgt hierbei 41,9 % gegenüber der Bruchkraft der unverstärkten Lochplatte. Größere Winkel als 20 Grad führen zu einer Reduzierung der Bruchkrafteerhöhung. Bei einem Winkel von 40 Grad beträgt die Erhöhung noch 22,7 %.

Diese Berechnungen zeigen, dass es mit Hilfe der aufgetragenen Pflaster möglich ist, eine signifikante Verbesserung des Kerbverhaltens von unidirektionalen CFK-Werkstoffen zu erreichen. Daneben zeigt der große Gradient in der Erhöhung der Bruchkraft die Abhängigkeit der Pflasterorientierung zur Belastungsrichtung.

In der nachfolgenden Abbildung 5.9 ist analog zu den oben aufgeführten Ergebnisse der CFK-Platte das Ergebnis der FE-Analysen von GFK-Lochplatten mit verschiedenen

Verstärkungsanordnungen aufgezeigt. Die GFK-Lochplatte ist ebenfalls aus drei uniaxialen Einzelschichten (Schichtverbund aus $(0^\circ, 0^\circ, 0^\circ)$ zur Belastungsrichtung angeordneten Einzelschichten) aufgebaut.

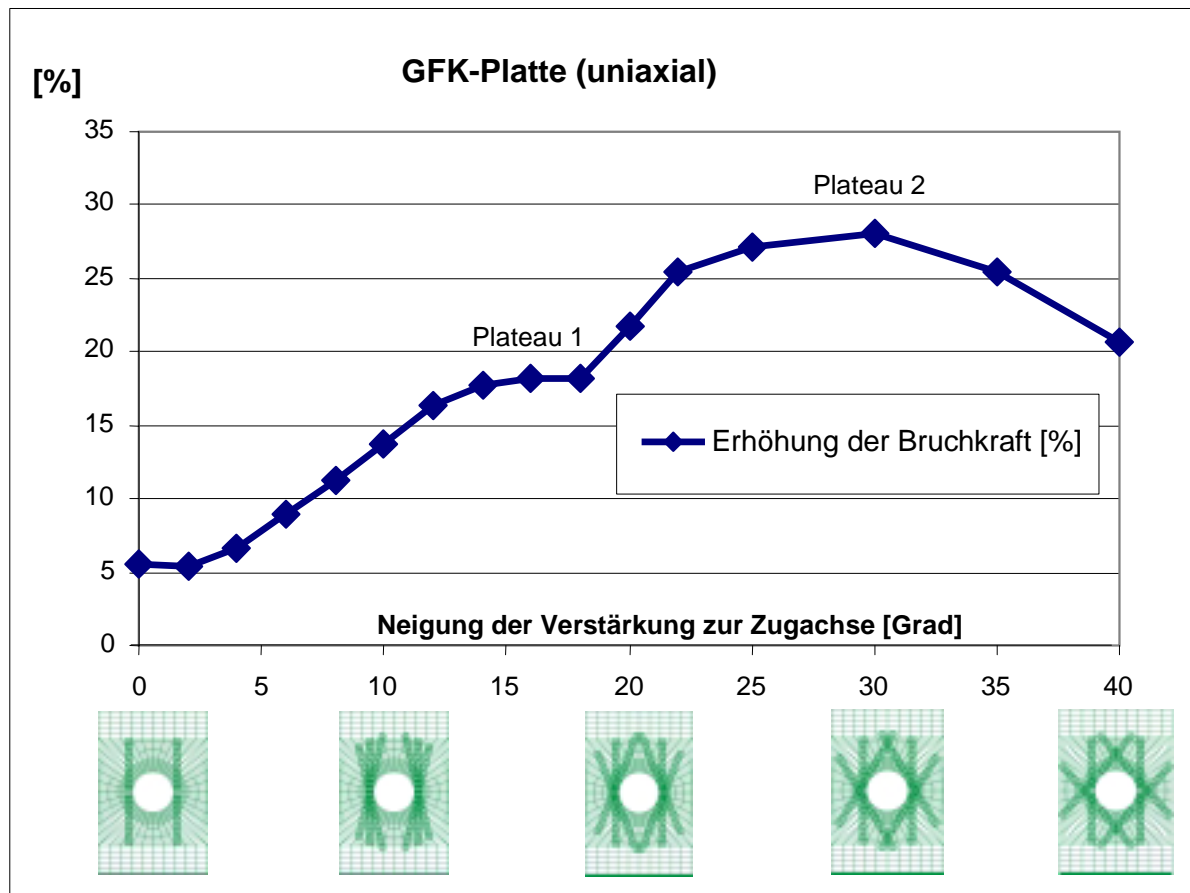


Abbildung 5.9: Berechnete prozentuale Erhöhung der Bruchkraft einer GFK-Lochplatte in Abhängigkeit der Neigung der Verstärkung zur Zugachse.

Eine Verstärkung des Lochrandes mit jeweils drei parallel zur Zugrichtung angeordneten Rovings bewirkt eine Erhöhung der Bruchkraft um 5,5 %. Die maximale Bruchkraft wird in dieser Berechnung bei einer Verstärkung im Winkel von 30 Grad zur Zugachse erreicht. Die maximale Erhöhung der Bruchkraft beträgt hierbei 28,1 % gegenüber der Versagenslast der unverstärkten Lochplatte. Größere Winkel als 30 Grad führen zu einer Reduzierung der Bruchkraft. Bei einem Winkel von 40 Grad beträgt die Erhöhung noch 20,6 %.

Auch hier zeigt sich, dass es mit Hilfe der aufgetragenen Pflaster möglich ist, eine signifikante Verbesserung des Kerbverhaltens von unidirektionalen GFK-Werkstoffen zu erreichen. Daneben zeigt der große Gradient in der Erhöhung der Bruchkraft die Abhängigkeit der Pflasterorientierung zur Belastungsrichtung. Dieser Gradient ist jedoch nicht so ausgeprägt wie bei dem vorher betrachteten Kohlefaser-Werkstoff. Die Werkstoffeigenschaften haben somit ebenfalls einen wesentlichen Einfluss auf die Orientierung der Pflaster und der maximal erreichbaren Erhöhung der Bruchlast.

Je höher die Anisotropie eines FV-Werkstoffs, desto empfindlicher reagiert dieser auf Schubbelastungen zwischen den Fasern und den Druck- bzw. Zugbelastungen quer zur Faserrichtung. Die last- und werkstoffabhängige Anordnung der Rovings bewirkt am Lochrand eine Kraftflussumlenkung und sorgt für eine Reduzierung der Nettospannung im gefährdeten Be-

reich. Dadurch werden die darunter liegenden Schichten entlastet und die versagensrelevanten Schub- und Querspannungen reduziert.

Das höhere Maximum beim CFK-Werkstoff im Vergleich zum GFK-Werkstoff resultiert u. a. daraus, dass der Kraftfluss stärker in die sehr steifen Kohlefaser-Pflaster umgelenkt werden kann als dies bei den weniger steifen Glasfaser-Pflastern der Fall ist.

Das lokal stark ausgeprägte Maximum im Verlauf der Bruchkrafteerhöhung der Kohlefaser resultiert aus der höheren Querszugempfindlichkeit von CFK-Werkstoffen im Vergleich zu GFK-Werkstoffen. Diese geringe Querszugfestigkeit ist für den steilen Anstieg der Tsai-Hill-Werte bzw. der maximal erreichbaren Erhöhung der Bruchkraft verantwortlich.

Beim GFK-Werkstoff ist das Plateau 1 im Verlauf der Bruchkrafteerhöhung zwischen einer Verstärkung von 14 Grad bis 18 Grad bemerkenswert.

Wie oben erwähnt muss aufgrund der Festigkeitsanisotropie der Ort des größten Tangentialkraftflusses nicht mit dem Ort der größten Gefährdung im Laminat übereinstimmen. Für ein erstes Versagen nach Tsai-Hill sind in diesem Modell die Querszugspannungen und die Schubspannungen zwischen den Fasern die maßgeblichen Größen. Die Wechselwirkung bzw. die Überlagerung von Schub- und Querszugspannungen bestimmen den Ort des Versagens. Nähern sich die Orte der Maxima von Schub- und Querszugspannung so steigt der Tsai-Hill-Wert - die Platte versagt bei kleineren Lasten. Entfernen sich dagegen diese Maxima, so ist eine höhere Bruchlast möglich. Je nach Orientierungswinkel der aufgebrachten Verstärkungspflaster variiert der Schub- und Querszugspannungsverlauf in der versagensrelevanten Schicht. Die Orte der maximalen Schub- und Querszugspannungen sind somit ebenfalls voneinander verschieden. Mit zunehmender Neigung der Verstärkung zur Zugachse wird nach "durchlaufen" des Plateaus 1 ein weiterer deutlicher Anstieg der Bruchkraft (Plateau 2) durch räumliche Separierung von Schubspannungs- und Querszugspannungsmaxima erreicht.

In der nachfolgenden Abbildung 5.10 ist exemplarisch der Schubspannungs- bzw. Querszugspannungsverteilung der GFK-Platte mit der 18-Grad-Verstärkung (Plateau 1 in Abb. 5.9) und mit der 30-Grad-Verstärkung (Plateau 2) als Ergebnis der FE-Analyse dargestellt. Betrachtet wird hierbei jeweils die versagensrelevante Oberschicht der Lochplatte. Dargestellt sind hierbei jeweils die Schub- und Querspannungsverläufe bei derjenigen Belastung, bei der in der Lochplatte nach dem Tsai-Hill-Versagenkriterium erste Risse auftreten. Im Fall der 18-Grad-Verstärkung liegt die Versagenslast des Modells bei 8097 Newton, bei der 30-Grad-Verstärkung hingegen bei 8782 Newton. Dieser Vergleich zeigt, wie im Folgenden beschrieben, dass es sich hierbei um ein räumlich separiertes Versagen des GFK-Verbundes handelt.

Bei einer Verstärkung der Lochplatte durch Pflaster mit einer Neigung von 18-Grad zur Belastungsrichtung ist am Lochrand der Ort mit der maximalen Schubspannung gleichzeitig der Ort mit der maximalen Querszugspannung. Beide Spannungsmaxima treten in der unmittelbaren Nähe des Knotens Nr. 4 auf (Abb. 5.10). Die Bruchkrafteerhöhung gegenüber der unverstärkten Lochplatte beträgt 18,2 %. Bei einer Verstärkung der Lochplatte durch Pflaster mit einer Neigung von 30-Grad zur Belastungsrichtung ist am Lochrand der Ort mit der maximalen Schubspannung nicht mit dem Ort der maximalen Querszugspannung identisch. Das Schubspannungsmaximum tritt in der Nähe des Knotens Nr. 3, das Querszugspannungsmaximum hingegen am Knoten Nr. 4 auf. Die Bruchkrafteerhöhung gegenüber der unverstärkten Lochplatte beträgt hier 28,1 %.

Die Betrachtung dieser unterschiedlichen Spannungsverteilungen am Lochrand liefert eine plausible Erklärung für das Vorhandensein des Plateaus Nr. 1 im Verlauf der theoretischen, prozentualen Bruchkrafteerhöhung in Abbildung 5.9.

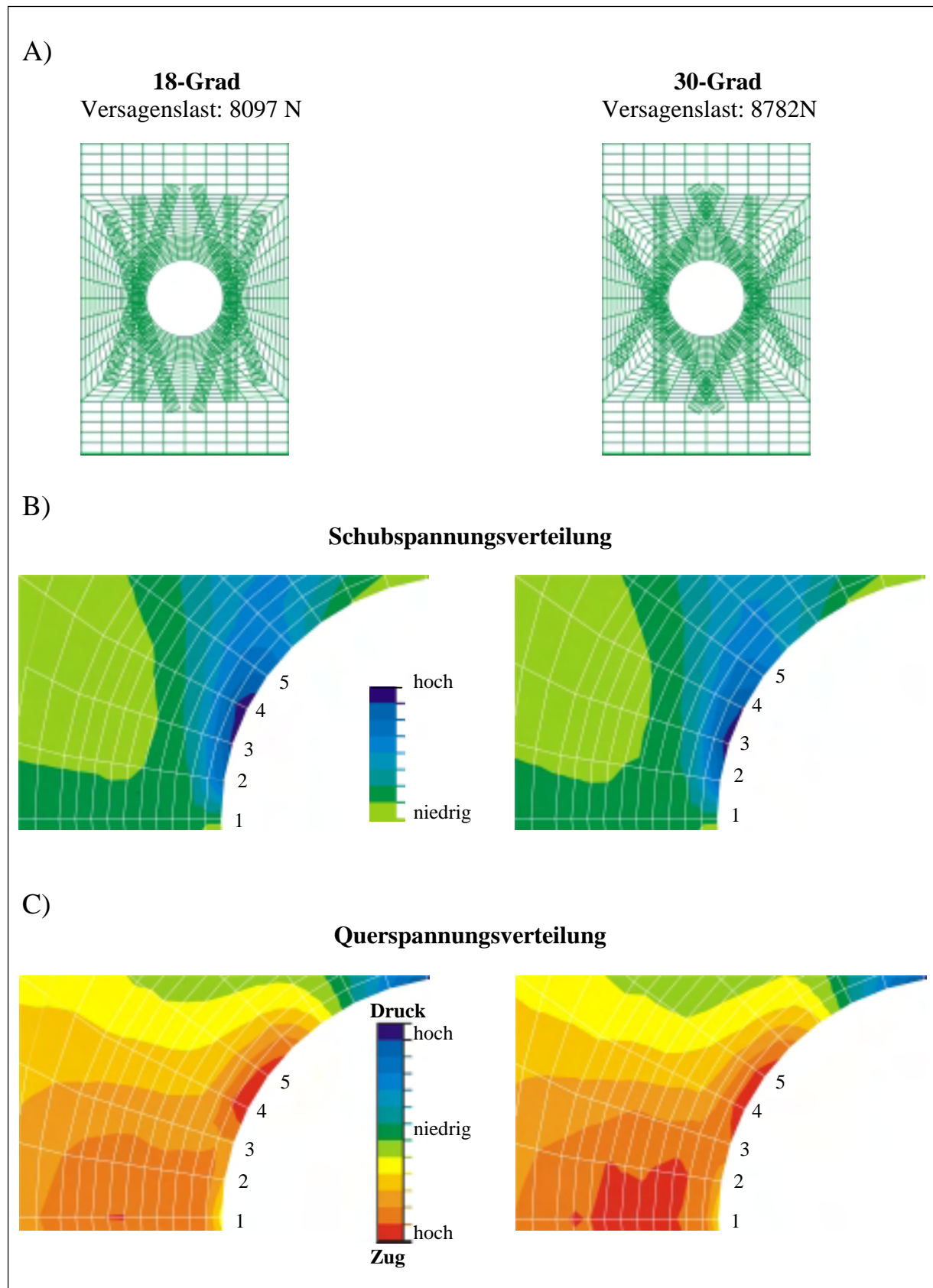


Abbildung 5.10: Räumlich separiertes Versagen des GFK-Verbundes. A: Verstärkungsart; B: Schubspannungsverteilung bei Versagenslast; C: Querspannungsverteilung bei Versagenslast.

Anhand von weiteren FE-Analysen wurde an CFK- und GFK-Schichtverbunden die optimale Anordnung der Verstärkungspflaster untersucht. Diese modellierten Lamine bestehen aus einem Schichtverbund von $(+45^\circ/0^\circ/-45^\circ)$ zur Belastungsrichtung angeordneten Einzelschichten.

Abbildung 5.11 zeigt das Ergebnis der FE-Analysen von 15 verschiedenen Verstärkungsanordnungen einer CFK-Lochplatte bezüglich der möglichen Steigerung der Gesamtbelastung bis zum Bruch. Die dargestellte prozentuale Erhöhung der Bruchkraft bezieht sich auf die Bruchkraft der unverstärkten Lochplatte.

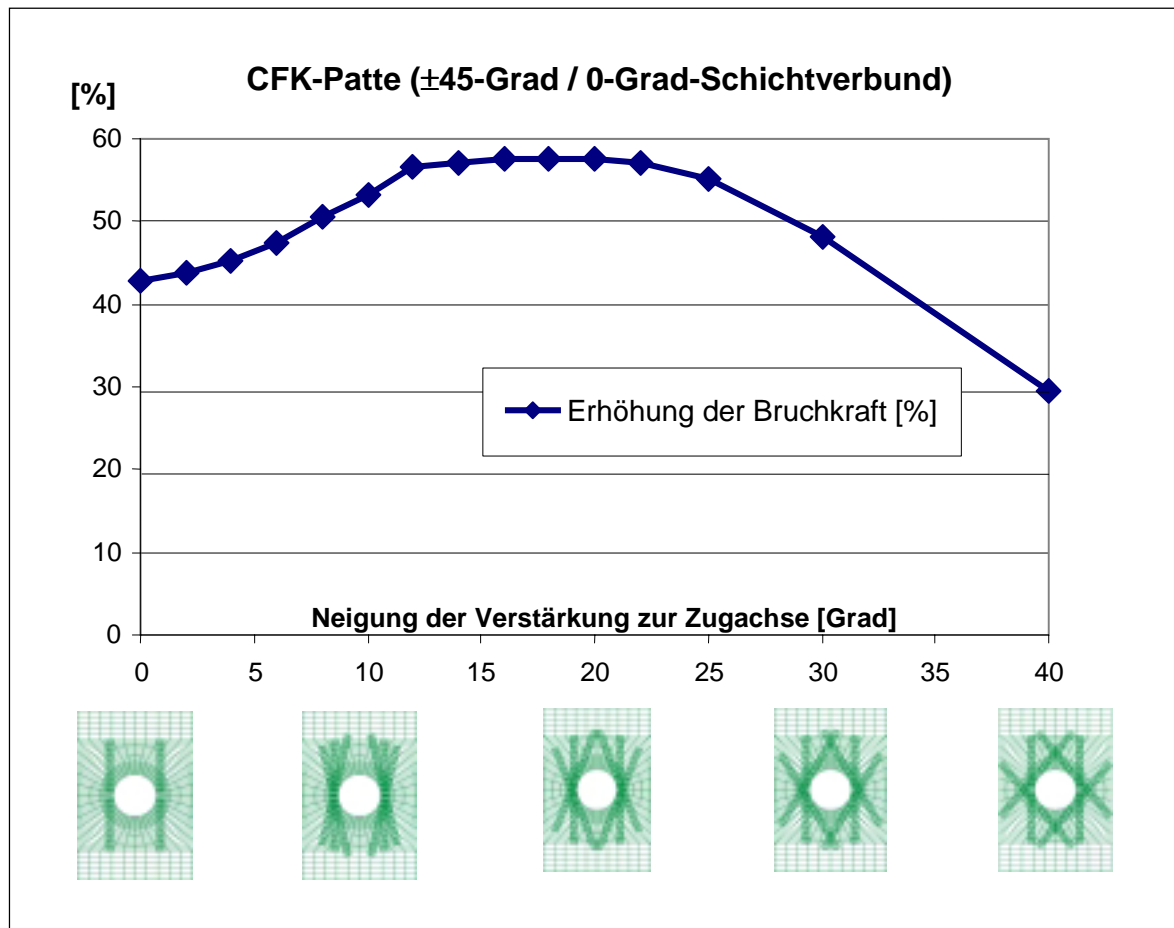


Abbildung 5.11: Berechnete prozentuale Erhöhung der Bruchkraft einer CFK-Lochplatte in Abhängigkeit der Neigung der Verstärkung zur Zugachse. Die Lochplatte besteht aus einem Schichtverbund von $(+45^\circ/0^\circ/-45^\circ)$ zur Belastungsrichtung angeordneten Einzelschichten.

Eine Verstärkung des Lochrandes mit jeweils drei parallel zur Zugrichtung angeordneten Pflastern bewirkt eine Erhöhung der Bruchkraft um 42,9 %. Die maximale Bruchkraft ist bei einer Verstärkung im Winkel von 16 Grad zur Zugachse zu erreichen. Die maximale Erhöhung der Bruchkraft beträgt hierbei 57,7 % gegenüber der Versagenslast der unverstärkten Lochplatte. Größere Winkel als 16 Grad führen zu einer Reduzierung der Bruchkraft-erhöhung. Bei einem Winkel von 40 Grad beträgt die Erhöhung noch 29,5 %.

Auch hier zeigt sich, dass es mit Hilfe der aufgebrachtten Pflaster möglich ist, eine Verbesserung des Kerbverhaltens von multidirektionalen CFK-Werkstoffen zu erreichen. Der Gradient ist jedoch nicht so ausgeprägt wie bei den vorher betrachteten uniaxialen CFK- und GFK-Verbunden. Die beiden äußeren Einzelschichten, deren Orientierung einen Winkel von 45 Grad zur Belastungsrichtung aufweist, werden teilweise quer zur Faserrichtung auf Zug be-

lastet. Dies ist aus mechanischer Sicht äußerst ungünstig. Deshalb bewirkt die 0-Grad-Verstärkung bereits diese signifikante Erhöhung der Bruchlast von nahezu 43 %.

Der Gradient in der Erhöhung der Bruchkraft insbesondere bei der Betrachtung der 16-Grad-Verstärkung (+57,7 %) und der 40-Grad-Verstärkung (+29,5 %) zeigt ebenfalls die Abhängigkeit der Pflasterorientierung zur Belastungsrichtung.

Die nachfolgende Abbildung 5.12 zeigt analog zu den oben aufgeführten Ergebnissen der FE-Analyse den Zusammenhang zwischen Pflasterorientierung und theoretischer Erhöhung der Bruchkraft einer GFK-Lochplatte (+45°/0°/-45°-Schichtverbund). In diesem Diagramm sind für 23 unterschiedliche Pflasterorientierungen die zugehörige prozentuale Erhöhung der Bruchkraft aufgeführt.

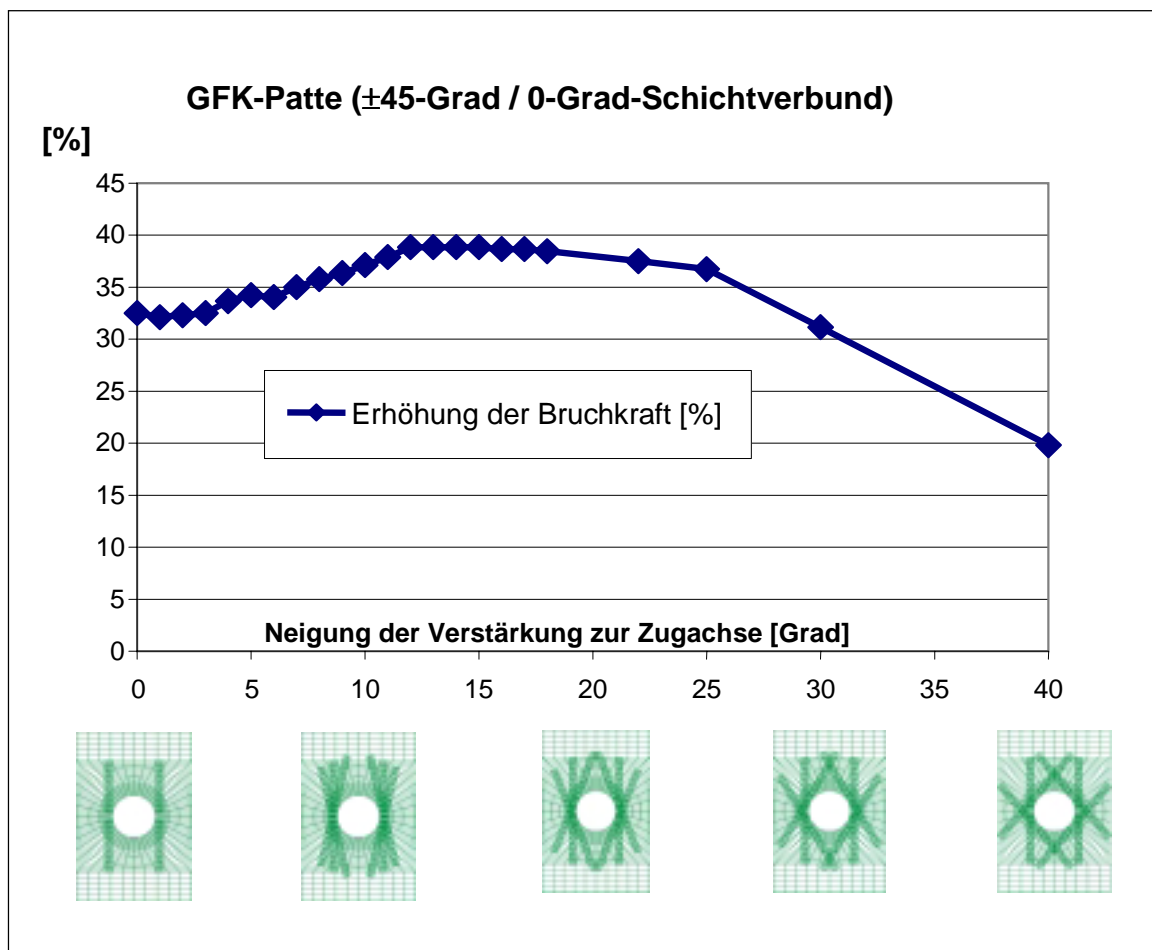


Abbildung 5.12: Berechnete prozentuale Erhöhung der Bruchkraft einer GFK-Lochplatte in Abhängigkeit der Neigung der Verstärkung zur Zugachse. Die Lochplatte besteht aus einem Schichtverbund von (+45°/0°/-45°) zur Belastungsrichtung angeordneten Einzelschichten.

Eine Verstärkung des Lochrandes mit jeweils drei parallel zur Zugrichtung angeordneten Pflastern bewirkt eine Erhöhung der Bruchkraft um 32,4 %. Die maximale Bruchkraft ist bei einer Verstärkung im Winkel von 13 Grad zur Zugachse zu erreichen. Die maximale Erhöhung der Bruchkraft beträgt hierbei 38,9 % gegenüber der Versagenslast der unverstärkten Lochplatte. Größere Winkel als 13 Grad führen zu einer Reduzierung der Bruchkrafteerhöhung. Bei einem Winkel von 40 Grad beträgt die Erhöhung noch 19,9 %.

Auch hier zeigt sich, dass es mit Hilfe der aufgetragenen Pflaster möglich ist, eine Verbesserung des Kerbverhaltens von multidirektionalen GFK-Werkstoffen zu erreichen. Der Gradient ist ebenfalls, in Analogie zur vorher untersuchten multidirektionalen CFK-Lochplatte, nicht so ausgeprägt wie bei dem vorher betrachteten uniaxialen FK-Verbunden.

Ein Vergleich der Ergebnisse von der multidirektionalen CFK- und der GFK-Lochplatte zeigt ebenfalls einen Einfluss der Werkstoffeigenschaften auf die Orientierung der Pflaster und auf den Gradienten in der Bruchkrafteerhöhung. Die geringere Festigkeitsanisotropie des GFK-Werkstoffes gegenüber dem CFK-Werkstoff spiegelt sich im niedrigeren Gradienten in der Bruchkrafteerhöhung der GFK-Platte im Vergleich zur CFK-Platte wieder.

Der relativ geringe Gradient in der Erhöhung der Bruchkraft von der GFK-Platte zeigt jedoch abermals die Abhängigkeit der Pflasterorientierung zur Belastungsrichtung.

Diese numerischen Untersuchungen an unidirektionalen und multidirektionalen CFK- und GFK-Lochplatten zeigten eine Möglichkeit zur Verbesserung des Kerbverhaltens von FV-Werkstoffen. Die Verifizierung dieser Berechnungen anhand praktischer Versuche ist eine weitere Zielsetzung dieser Arbeit.

Durch die DIN 65559 "Prüfung von multidirektionalen Laminaten - Bestimmung der Kerbzugfestigkeit" wurden Laminataufbau, Probengeometrie und Prüfverfahren standardisiert. Bei der Prüfung nach DIN 65559 wird diejenige Zugkraft ermittelt, bei der die Kerbprobe total versagt. Diese Bruchkraft liegt weit über der Zugkraft, welche eine Querrissbildung initialisiert.

Eine Verifizierung der FE-Analysen von unidirektionalen CFK- und GFK-Lochplatten sowie der multidirektionalen CFK-Lochplatte nach dieser DIN 65559 ist nicht möglich. Die Probengeometrie kann aufgrund der hohen Bruchkraft, der notwendigen Mindestgröße des zu optimierenden Designraums und aufgrund erheblicher Schwierigkeiten im Bereich der Krafteinleitung nicht realisiert werden. Deshalb wurde Probengeometrie und Laminataufbau abweichend zur DIN-Norm wie folgt festgesetzt (Abb. 5.13):

Höhe: 400 mm; Breite: 80 mm; Störbohrung mittig mit Durchmesser: 30 mm; Probendicke: 0,9 mm; Orientierung der Schichten zur Belastungsrichtung: $+45^{\circ}/0^{\circ}/-45^{\circ}$.

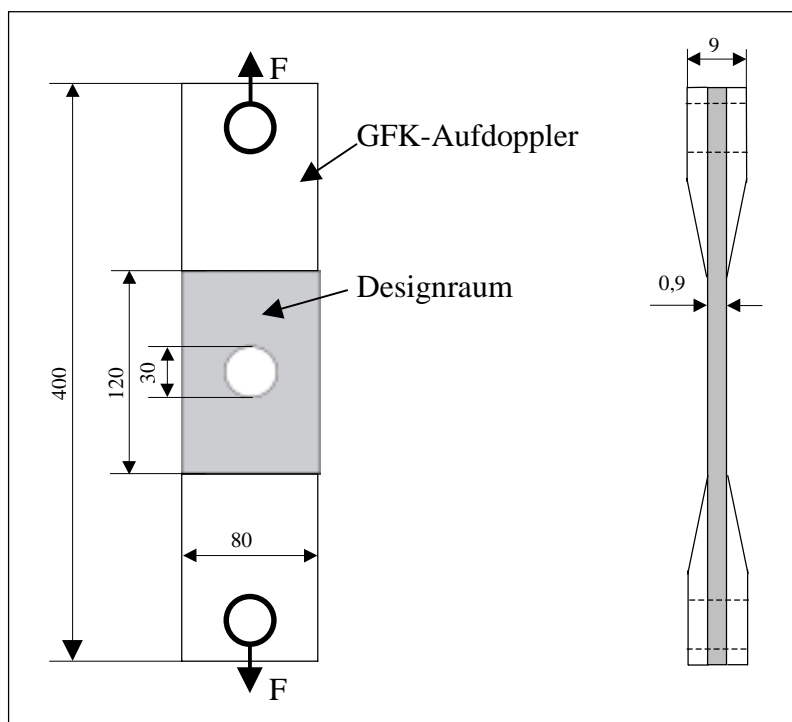


Abbildung 5.13:
Schematische Darstellung der
Zugprobengeometrie; Maße
in [mm].

In einem Vorversuch wurde die Tauglichkeit der Materialpaarung von dem Glasfaser-Längsgewebe (Fa. Vertrotex, E-Glasfaser, Typ: EC 14 2400 P185) und dem Epoxid-Harz (Fa. Scheufler, Harz Nr. 285, Härter Nr. 286) untersucht. Hierfür wurde eine Lochplatte, die aus zwei unidirektionalen Längsgewebeschichten besteht, mit einer Lochplatte mit vier, sich teilweise überlappenden, unidirektionalen Längsgewebeschichten (Patchwork) verglichen. Dieser Vorversuch sollte mögliche Unterschiede im Materialverhalten aufzeigen. Weiterhin sollten Informationen zur Festigkeit der Klebeverbindung zwischen den sich überlappenden Längsgewebeschichten gewonnen werden. In der Abbildung 5.14 ist der Aufbau der Lochplatten, das Versagensverhalten beim Zugversuch und die Kraft-Weg-Kurve zur Bestimmung der Bruchkraft dargestellt.

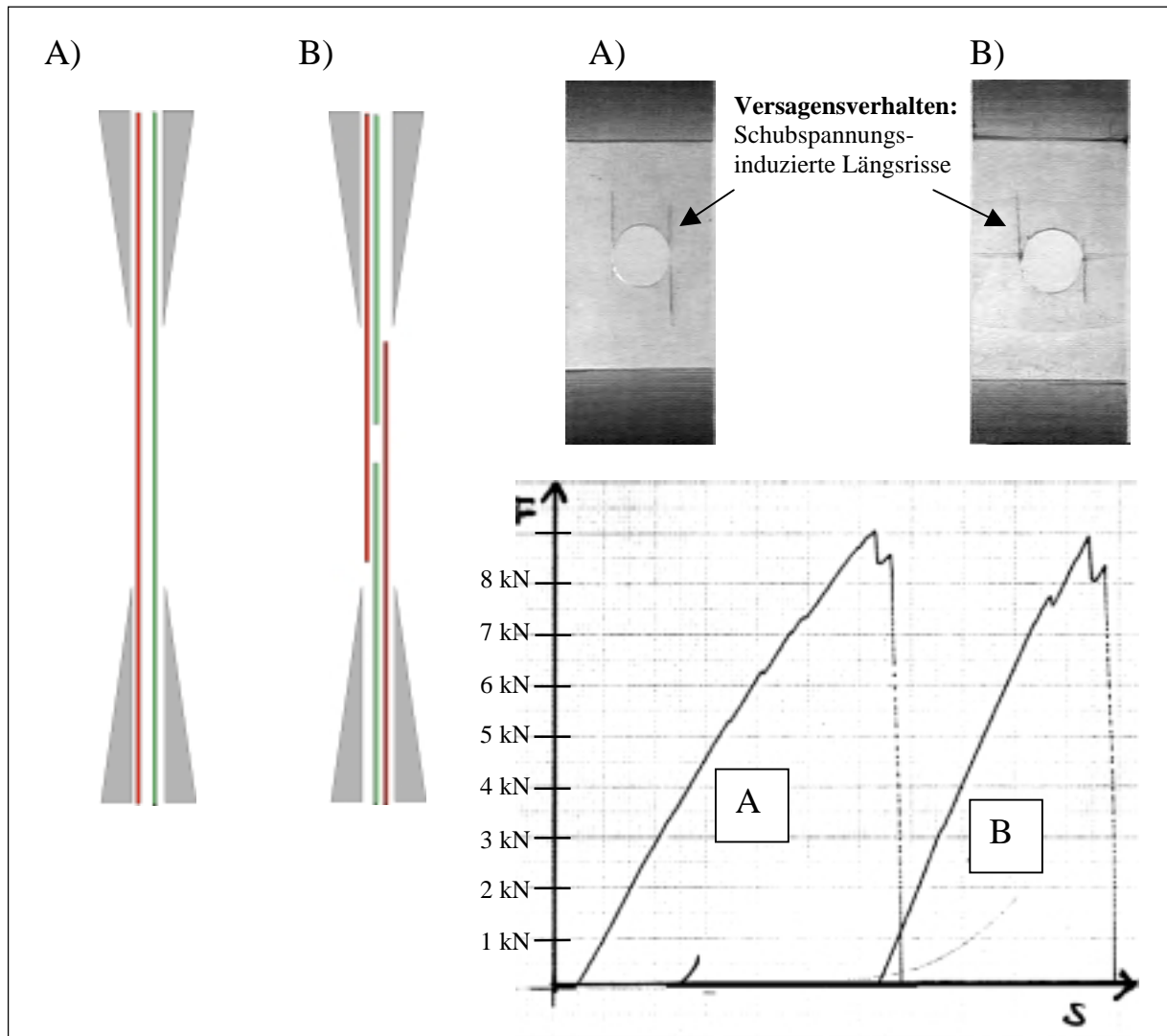


Abbildung 5.14: Unterschiedlicher Laminataufbau, Versagensverhalten und Bestimmung der Bruchkraft beim Patchwork Vorversuch; A: Zwei Längsgewebeschichten; B: Vier Längsgewebeschichten (jeweils zwei pro Aufdoppler) in der Mitte mit Epoxid-Harz verklebt.

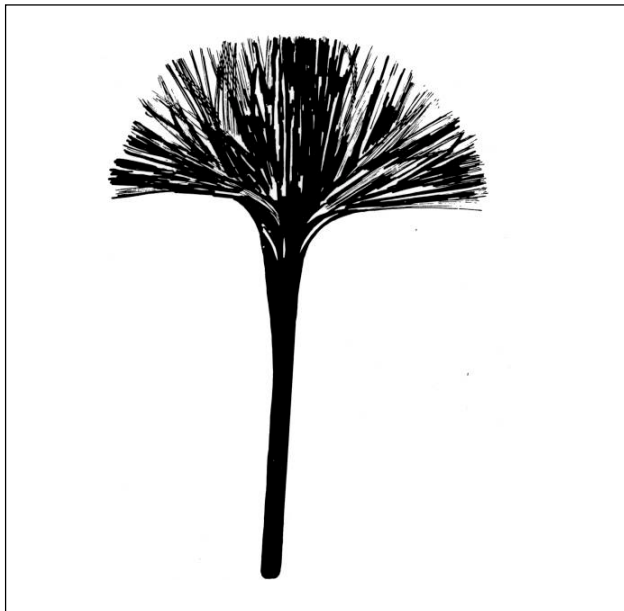
Die Eigenschaften der unterschiedlich aufgebauten Laminare sind nahezu gleich. Beide Lochplatten versagen bei ca. 9000 N aufgrund schubspannungsinduzierter Längsrisse, die tangential am Loch in vertikaler Richtung verlaufen. Daraus kann geschlossen werden, dass dieser FV-Werkstoff in der Lage ist die Zugbelastung in den Längsfasern über Schub in die benachbarte Längsfaserschicht zu übertragen.

Dieses Ergebnis zeigt, dass es mit dieser Materialpaarung möglich ist optimal angeordnete Verstärkungspflaster im Bereich einer Kerbe zu platzieren, ohne dass ein Ablösen der Pflaster auftritt.

Zur Verifizierung der Berechnungsergebnisse der multidirektionalen GFK-Platte wurden in mehreren Probenserien von Lochplatten mit unterschiedlichen Verstärkungen miteinander verglichen. Von jeder dieser Serien wurden jeweils fünf Proben in Handarbeit angefertigt. Die Proben wurden von der Fa. Schleicher - Segelflugzeugbau, Poppenhausen, hergestellt. Die Proben wurden auf einer Großprüfmaschine der Firma Instron, Modell 1185, bei einer Vorschubgeschwindigkeit von zwei Millimeter pro Minute weggesteuert und bis zum totalen Versagen belastet. Ermittelt wurde die bis zum Versagen benötigte Bruchkraft. Während der Versuche, die in Zusammenarbeit mit Dr. K. Bethge durchgeführt wurden, konnte das Versagensverhalten der Zugproben mit einer Videokamera dokumentiert werden. Nachfolgend war es somit möglich, anhand der Monitoranalyse in Einzelbildfolgen detaillierte Aussagen zum Versagensverhalten der Probe zu treffen.

Bei den ersten Probenserien versagten die Proben gelegentlich nicht an der Sollbruchstelle, der Bohrung, sondern im Übergangsbereich von Verstärkungspflaster und Grundplatte. Die Ursache hierfür ist ein Steifigkeitssprung zwischen den steifen Rovings und der um 45 Grad zur Belastungsrichtung orientierten Glasfasermatte. Durch das Aufspießen der Verstärkungs-Rovings an diesen versagenseinleitenden Stellen konnte eine Reduzierung des Steifigkeitsunterschiedes bzw. eine homogenere Kraftübertragung erzielt werden. Aufgrund dieser weiteren Optimierungsmaßnahme konnte bei den nachfolgend beschriebenen Proben ein primäres Versagen am Lochrand in Form von Faserdelamination beobachtet werden.

Die Holzstrahlaufspaltung als grundsätzliches Optimierungsprinzip der Natur, wurde somit in den technischen Faserverbund mit übertragen. Abbildung 5.15 zeigt einen extrem aufgespleißten, in einzelne Filamente zerlegten Roving.



*Abbildung 5.15:
Schematische Darstellung eines aufgespleißten Rovings.*

In Abbildung 5.16 sind die Ergebnisse der Zugversuche von fünf Probenserien dargestellt. Bei der ersten Serie handelt es sich um die unverstärkte Lochplatte. Daneben wurde die 0-Grad-Verstärkung, die 13-Grad-Verstärkung mit der maximalen, theoretisch erreichbaren Bruchlast, die 30-Grad- und die 40-Grad-Verstärkung untersucht. In Balkendiagrammen sind die Versagenslasten der einzelnen Proben und der Mittelwert der jeweiligen Probenserie aufgeführt.

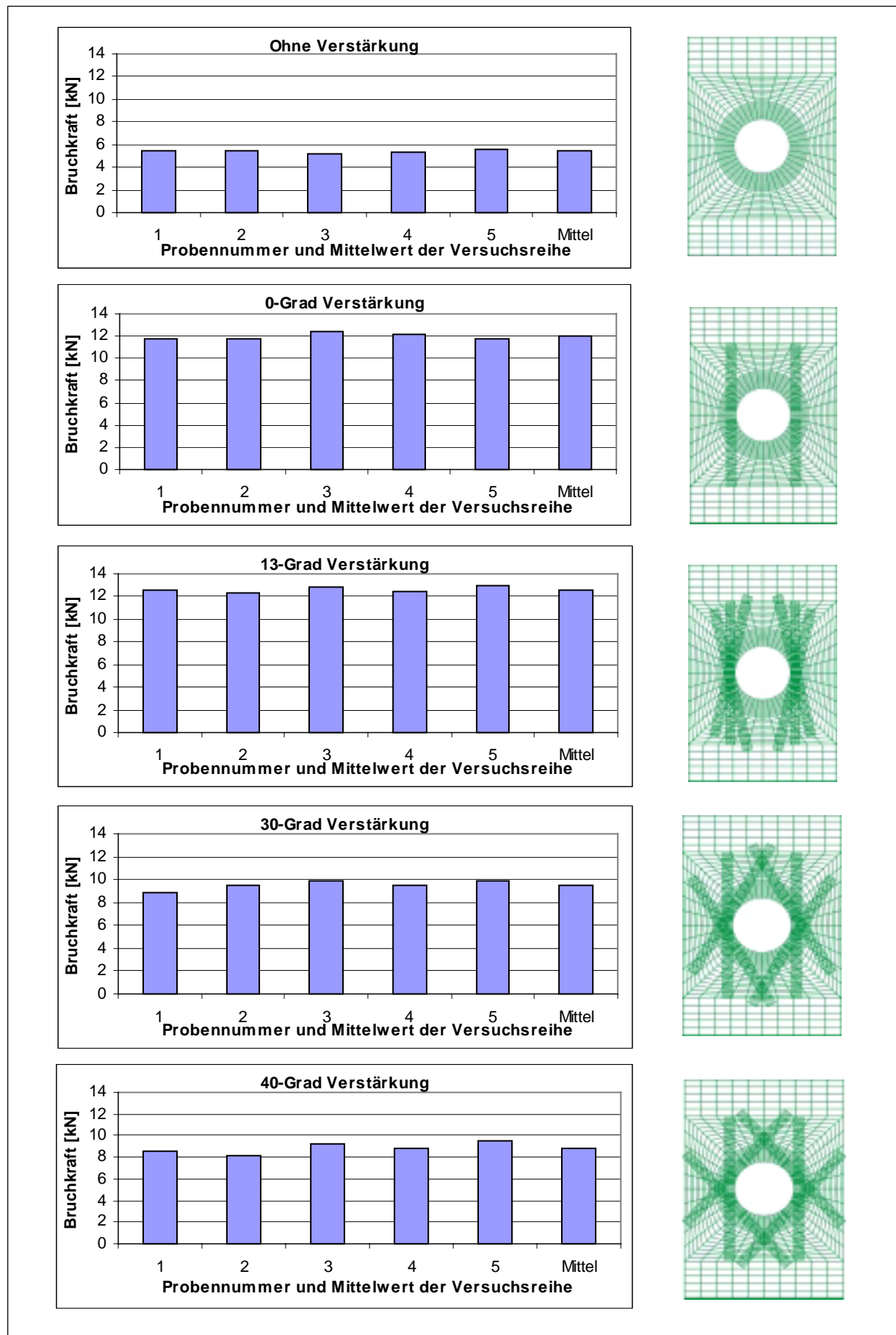


Abbildung 5.16: Versagenslasten und Mittelwerte der Zugproben.

Die Mittelwerte der Bruchlasten der jeweiligen Probenserie sind in nachfolgender Tabelle 5.1 aufgelistet. Daneben ist die Standardabweichung und die auf die unverstärkte Probe bezogene, prozentuale Bruchlasterhöhung angegeben.

Die mit der Zugprüfmaschine gemessenen Bruchkräfte der verstärkten Zugproben liegen in einem Bereich von 8,1 kN bis 12,9 kN. Die unterschiedlichen Orientierungen der Verstärkungen bewirken somit, analog zu den theoretischen Betrachtungen, unterschiedliche Versagenslasten. Die geringe Streuung der Meßwerte bzw. die geringe Standardabweichung innerhalb der jeweiligen Probenserie ist ein Maß für die gute Reproduzierbarkeit der Ergebnisse.

Verstärkungsart	Mittelwert der Bruchlast [kN]	Standardabweichung [kN]	Bruchlasterhöhung bezogen auf die unverstärkte Probe [%]
Ohne	5,4	$\pm 0,1$	
0-Grad	12,0	$\pm 0,3$	122
13-Grad	12,6	$\pm 0,2$	133
30-Grad	9,5	$\pm 0,4$	76
40-Grad	8,8	$\pm 0,5$	63

Tabelle 5.1: Mittelwerte und Standardabweichungen von den gemessenen Bruchlasten der Zugproben.

Die unverstärkte Serie versagt im Mittel bei einer Bruchlast von 5,4 kN. Die verstärkten Proben besitzen durchweg höhere Bruchlasten als die unverstärkten Proben.

Eine 0-Grad-Verstärkung bewirkt eine Erhöhung der Bruchlast um 122 % gegenüber den unverstärkten Proben.

Die Serie mit den 13-Grad-Verstärkungen hat im Zugversuch, analog zu den vorangegangenen numerischen Untersuchungen, die höchste Bruchlast. Diese beträgt 12,6 kN, das bedeutet eine Steigerung der Bruchlast um 133 %.

Das Kerbverhalten der 30-Grad-Verstärkung ist mit 9,5 kN bzw. einer Steigerung um 76% signifikant schlechter als das der 13-Grad-Verstärkungen.

Die geringsten Bruchlasten der verstärkten Lochplatten besitzt die 40-Grad-Serie mit einer Bruchlasterhöhung von 63 %.

In der nachfolgenden Abbildung 5.17 ist die mit Hilfe des Tsai-Hill-Versagenskriteriums berechnete, maximale Erhöhung der Last bis zur ersten Faserdelamination den praktischen Ergebnissen gegenübergestellt. Die hier aufgeführten Bruchlasterhöhungen beziehen sich jeweils auf die berechnete bzw. erreichte Versagenslast der unverstärkten Probe.

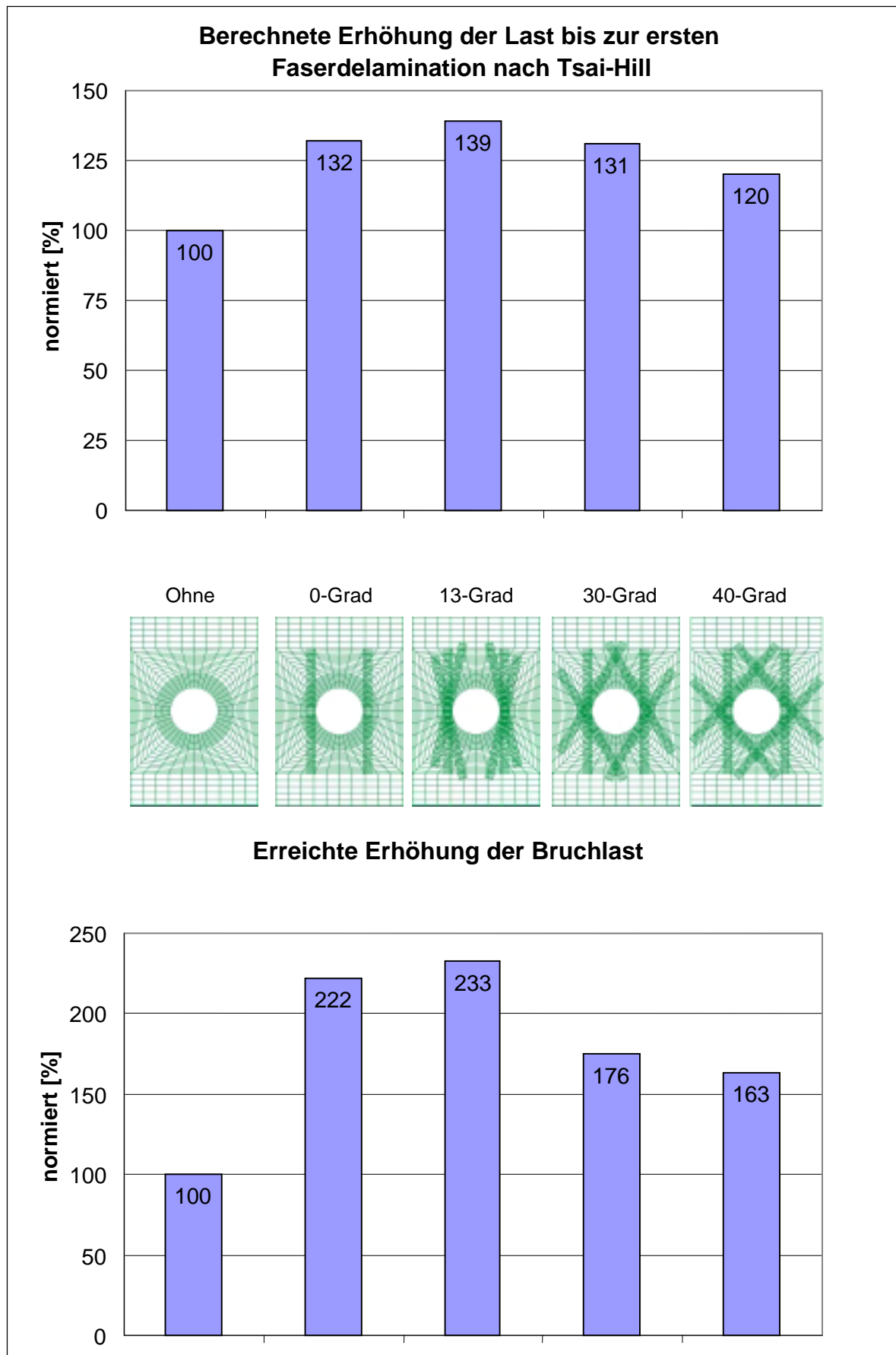


Abbildung 5.17: Vergleich der berechneten Lasten bis zur ersten Faserdelamination nach Tsai-Hill und den im Zugversuch ermittelten Versagenslasten.

Der qualitative Vergleich von den numerisch ermittelten Ergebnissen bei einsetzender Faserdelamination nach dem Tsai-Hill-Versagenskriterium und den im Zugversuch bestimmten Lasten bis zum totalen Versagen der Proben zeigt eine gute Übereinstimmung von Theorie und Praxis. Der qualitative Verlauf der berechneten Bruchkrafteerhöhung konnte anhand von Zugprüfungen verifiziert werden.

Die numerisch ermittelte, optimale Anordnung der Verstärkungspflaster im Winkel von 13-Grad konnte quantitativ durch die Bruchversuche verifiziert werden. Die Verstärkung der Lochplatte in einem Winkel von 0-Grad- und die 30-Grad-Verstärkung weisen sowohl in der Theorie als auch der Praxis geringere Bruchlasten auf als die 13-Grad-Verstärkung.

Es besteht quantitativ ein großer Unterschied zwischen den Berechnungsergebnissen und den entsprechenden im Zugversuch ermittelten Bruchlasten. Die Berechnung liefert z. B. für die Anordnung der Verstärkung im Winkel von 13-Grad eine Verbesserung im Kerbverhalten von 39 %. Die erreichte Bruchlasterhöhung im Zugversuch beträgt in diesem Fall jedoch 134 % gegenüber der unverstärkten Lochplatte. Für die große Diskrepanz zwischen den berechneten Werten und den im Experiment erreichten Bruchlasterhöhungen kommen folgende, mögliche Ursachen in Betracht:

- Als Näherungsverfahren erfordert die FE-Analyse zum Teil erhebliche Idealisierungen. Die Abschätzungen bei der Festlegung der Eingangsbedingungen, die zur Ableitung einer geschlossenen Lösung getroffen werden, entsprechen in der Regel nicht exakt der Realität.
- Das Tsai-Hill-Versagenskriterium stellt eine grobe Vereinfachung der wirklichen Versagensbedingungen dar.
- Bei der Bestimmung der Bruchlast im Zugversuch wird diejenige Zugkraft ermittelt, bei der die Probe total versagt. Diese Bruchkraft liegt weit über der Zugkraft, welche eine Querrißbildung nach Tsai-Hill initialisiert.

Die Berechnungsergebnisse der unidirektionalen CFK- und GFK-Lochplatten mit einer theoretischen Bruchkrafteerhöhung von 41,9 % bzw. 28,1 % weisen darauf hin, dass es mit Hilfe der Multilinearisierungs-Methode auch möglich ist, das Kerbverhalten von uniaxial verstärkten FK-Werkstoffen signifikant zu verbessern. Zur Verifizierung dieser Berechnungsergebnisse sind weiterführende Studien an UD-Laminaten notwendig, insbesondere zur Problematik der Krafteinleitung beim Zugversuch.

In der industriellen Realität werden großteils multidirektionale FK-Werkstoffe verwendet. Bei solchen FK-Bauteilen sind unvermeidbare Schwachstellen der Konstruktion meist bekannt. Aufgrund herstellungsbedingter Restriktionen werden jedoch oftmals versagensauslösende Bereiche durch z. B. eine dickere Wandstärke des gesamten Bauteils vom Überschreiten eines Festigkeitsgrenzwertes an diesen Sollbruchstellen gehindert. Materialeinsparender Leichtbau kann somit nicht konsequent verwirklicht werden.

Die Multilinearisierungs-Methode ist durch partielle, lastgerechte Verstärkung versagensrelevanter Bereiche ein geeignetes Verfahren, das Kerbverhalten von Faserverbunden signifikant zu verbessern. Verstärkungen werden an den erforderlichen Stellen gezielt und gerichtet angebracht.

Durch diese Optimierung werden wie im Vorbild in der Natur, dem Baum, die auftretenden Lasten im Faserverbund verteilt und somit eine ökonomische Leichtbauweise ermöglicht.

6 Zusammenfassung

Festigkeitsuntersuchungen an grünem Holz in Verbindung mit makroskopischen und mikroskopischen holzanatomischen Untersuchungen zeigten Mechanismen auf, die einem möglichen Materialversagen von Bäumen an vermeintlichen Schwachstellen entgegenwirken. Der Zusammenhang zwischen Belastung im Baum, Holzanatomie und lastabhängiger Festigkeitsverteilung gibt einen Einblick in die Optimierung der inneren Baumstruktur. Zusammen mit dem schubspannungsfreien Arrangement der Längsfasern und der optimalen Verteilung von Eigenspannungen stellt die innere Optimierung der Bäume eine ideale Ergänzung zu der bekannten, äußeren Gestaltoptimierung von biologischen Kraftträgern dar. Die Natur liefert somit eine wertvolle Hilfestellung zur Verbesserung der mechanischen Eigenschaften von Faserverbundwerkstoffen. Durch das Verständnis der inneren Optimierung von Bäumen konnte das Kerbverhalten von Faser-Kunststoffverbunden, anhand einer lokalen Approximation des optimalen Faserverlaufs nach dem Vorbild der Natur, signifikant verbessert werden.

Festigkeiten und ihre Verteilung im Baum

Festigkeitsuntersuchungen an geraden und defektfreien Bäumen zeigten, dass jeder Baum als ein Individuum angesehen werden muss, welches sich seiner Umwelt anpasst. Verschiedene Umwelteinflüsse wie Lichtverhältnis, Nährstoff-, Wasserangebot und äußere Belastungen führen daher auch zu unterschiedlichen Festigkeiten innerhalb einer Baumart. Aus diesem Grund ist die Streuung der gemessenen Festigkeiten innerhalb eines Einzelbaumes geringer als die Streuung der Werte innerhalb einer Baumart.

Der Vergleich von axialen Druckfestigkeitskennwerten die an Großprüfmaschinen und mit dem Fractometer III ermittelten wurden zeigte, dass beide Verfahren quantitativ annähernd gleiche Ergebnisse liefern. Die an Großprüfmaschinen bestimmten Festigkeitskennwerte sind etwas niedriger als die mittels Fractometer III gemessenen Festigkeiten.

In einer Feldstudie an Bergahorn (*acer pseudoplatanus* L.) wurde der Verlauf der radialen Biegefestigkeit, der tangentialen Biegefestigkeit, der axialen Druckfestigkeit, der tangentialen Scherfestigkeit in Faserrichtung, der radialen Scherfestigkeit in Faserrichtung und der tangentialen Scherfestigkeit senkrecht zur Faserrichtung zwischen den Wurzelanläufen in longitudinaler Richtung der Stämme untersucht. Die untersuchten Bohrkerne wurden in verschiedenen Ebenen radial aus dem Stamm entnommen. Diese Bäume stehen dicht beieinander und sind ungefähr gleichen Umwelteinflüssen und Belastungen ausgesetzt. Die Auswertung der Festigkeitsmessungen ergab: Gleiche Belastungen führen zu vergleichbaren Festigkeiten. Die Übereinstimmung unterschiedlicher Festigkeiten der vier Ahornbäume ist als ein Maß für die gute Reproduzierbarkeit der Messdaten des Fractometer III zu sehen.

In einer weiteren Feldstudie an Buche (*fagus sylvatica* L.) wurde der Verlauf der axialen Druckfestigkeit und der radialen Biegefestigkeit über den Wurzelanlauf in longitudinaler Richtung der Stämme untersucht. Die untersuchten Bohrkerne wurden in verschiedenen Ebenen, vom Stamm über den Wurzelanlauf bis in die Wurzel, radial entnommen. Diese Bereiche innerhalb des Baumes sind verschiedenen Belastungen ausgesetzt. Die Ergebnisse zeigen eine entsprechende Verteilung der Festigkeiten innerhalb des Baumes in seiner Längsrichtung.

Die axiale Druckfestigkeit nimmt im Stamm von den Wurzelanläufen in Richtung Baumkrone zu. Die Änderung der axialen Druckfestigkeit beträgt bei acht von neun untersuchten Buchen 10 % bis 20 %. Das biomechanische Holzmodell nach MATTHECK (1995) liefert eine plausible Erklärung für die Zunahme der Druckfestigkeit. Die schmale, hohe Spindelform des

Holzstrahlquerschnittes in oberen Stammbereichen sorgt für eine weiche Umlenkung der Holzfasern um den Holzstrahl und damit auch für eine hohe axiale Druckfestigkeit. Belastet man hingegen stark vorgekrümmte oder seitlich ausgelenkte Holzfasern, wie es im Bereich vieler breiter Holzstrahlen im Bereich des Wurzelanlaufs der Fall ist, so versagt der Holzfaserverbund bereits bei geringerer Belastung.

Die radiale Biegefestigkeit nimmt von oberen Stammbereichen bis in den Bereich der größten Krümmung des Wurzelanlaufs bei acht von neun untersuchten Buchen zu. Dieser Anstieg beträgt zwischen 40 % und 88 %. Die radiale Biegefestigkeit ist ein Maß für den Widerstand den der Baum einem Versagen durch eine Querkzugspannung (quer zur Faserrichtung) entgegensetzt. Der Baum begegnet somit der Gefahr einer Faserdelamination durch Querkzugbelastungen mit lokal hohen Querkzugfestigkeiten. Er optimiert seine Festigkeit entsprechend der lokalen Belastung.

Zusammenhang zwischen Festigkeit und Holzanatomie

Weitere Festigkeitsuntersuchungen an einer schiefstehenden Buche galten dem biologisch-mechanischen Vergleich zwischen dem Reaktionsholz auf der Zugseite der Biegung und dem Stützholz auf der Druckseite der Biegung.

Anhand der durchgeführten makroskopischen und mikroskopischen Untersuchungen konnten die wichtigsten holzanatomischen Unterschiede zwischen Reaktions- und Stützholz in verschiedenen Ebenen der Buche aufgezeigt werden. Der Ligningehalt des Holzes auf der Druckseite ist wesentlich höher als auf der Zugseite, während der Zellulosegehalt auf der Zugseite deutlich höher ist als auf der Druckseite.

Zusätzlich konnte anhand von Festigkeitsuntersuchungen mit dem Fractometer III gezeigt werden, dass der hohe Ligningehalt im Stützholz zu viel höheren Druckfestigkeiten führt. Die Werte liegen auf der Druckseite der Biegung (im Stützholz) in einem Bereich von 40,4 MPa und 42,9 MPa. Auf der Zugseite der Biegung (Zugholz) liegt die axiale Druckfestigkeit in einem Bereich von 28,8 MPa und 33,7 MPa. Dies bedeutet, dass die axiale Druckfestigkeit auf der Druckseite im Mittel 33 % höher ist als auf der Zugseite der schiefen Buche.

Des Weiteren konnte ein direkter Zusammenhang zwischen den untersuchten Ebenen im Baum und Größe bzw. Geometrie der Holzstrahlen gezeigt werden. Im oberen Stammbereich sind die Holzstrahlen hoch, schmal und spindelförmig. Im unteren Bereich der Buche sind die Holzstrahlen niedrig und breit. Dies konnte sowohl auf der Zugseite als auch auf der Druckseite der Biegung beobachtet werden. Die Ursache hierfür liegt in der Aufspaltung der Holzstrahlen. Die großen, multiseriaten Holzstrahlen der Buche beginnen sich im Bereich der Wurzelanläufe, vom Stamminnern nach außen hin aufzusplitten. Diese Aufspaltung der Holzstrahlen hat einen wesentlichen Einfluss auf die radiale Biegefestigkeit des Holzes. Auf der Druck- und Zugseite der schiefen Buche ist die radiale Biegefestigkeit in den entsprechenden Ebenen gleich groß, nimmt jedoch vom oberen Stammbereich bis in die Wurzel hinunter zu. Auf der Zugseite beträgt dieser Anstieg der radialen Biegefestigkeit im Mittel 40 % und auf der Druckseite im Mittel 46 %. Mit der Einführung der Holzstrahlformzahl, welche die Spindelform der Holzstrahlen charakterisiert (Holzstrahl-Breite dividiert durch die Holzstrahl-Höhe) und dem Vergleich der Holzstrahlformzahl mit der radialen Biegefestigkeit in der entsprechenden Ebene der schiefen Buche konnte ein direkter Zusammenhang zwischen Holzstrahlform und radialer Biegefestigkeit abgeleitet werden. Diese Ergebnisse bekräftigten die Vermutung, dass die Erhöhung der radialen Biegefestigkeit zur Stammbasis hin, durch das Aufsplitten der Holzstrahlen mitbestimmt wird.

Beispiele der inneren Optimierung von Holz

Mit der Finite-Elemente-Methode wurden numerische Spannungs-Dehnungs-Analysen zur inneren Optimierung der Bäume durchgeführt. Anhand mikroskopischer Aufnahmen der

schief stehenden Buche wurden FE-Modelle von Holzstrahlen im Übergangsbereich von Spät- zu Frühholz generiert. Ein weiteres Modell simulierte die gewölbeartig ausgebildeten Jahresringgrenzen zwischen zwei benachbarten Holzstrahlen.

Bei den Holzstrahlen wurden die Klebestellen zwischen dem Spätholz- und dem Frühholzteil untersucht. Anhand einer Parameterstudie wurden Auswirkungen unterschiedlicher Werkstoffkennwerte im Spätholz- und im Frühholzteil des Holzstrahls auf die Belastung der Klebestelle betrachtet. Variiert wurden der Elastizitätsmodul und die Querkontraktionszahl. Die Parameterstudie hat ergeben, dass unterschiedliche Verhältnisse der Elastizitätsmodule beziehungsweise der Querkontraktionszahlen in den beiden Teilen des Holzstrahls ungünstige Spannungszustände an der Klebestelle hervorrufen. Je weiter man sich von den Materialkennwerten des homogenen Holzstrahls entfernt, desto ungünstiger wird die Belastung für die Klebestelle.

In einer weiteren FE-Analyse wurde untersucht, welche Auswirkungen die Ausbildung einer speziellen Steckverbindung im Holzstrahl, die sogenannte Schwert-Scheide-Verbindung, die anhand mikroskopischer Schnitte im Zugholzbereich der schiefen Buche nachgewiesen werden konnte, auf die Belastung der Klebestelle hat.

Neben einer Vergrößerung der Klebefläche wird die angreifende Kraft vektoriell in eine Komponente senkrecht und eine Komponente parallel zur Klebeebene aufgeteilt. Die Zugspannungen, die senkrecht auf die Klebeebene wirken werden dadurch stark reduziert. Die Spannungsverteilung ist homogener als beim Holzstrahl ohne Steckverbindung. Das Maximum der Zugnormalspannung liegt im Innern des Holzstrahls und fällt zum Rand hin nahezu linear bis auf Null ab. Ein Versagen an der Klebestelle durch ein Abgleiten der Klebeebenen verhindert der Holzstrahl durch einen Formschluss seiner Zellen. Die Spätholz- und die Frühholzzellen überlappen sich an der Klebestelle und bilden dadurch eine Art Verzahnung.

Die Untersuchung der gewölbeartig ausgebildeten Jahresringgrenze zwischen zwei Holzstrahlen ergab, dass die Krümmung des Gewölbebogens durch eine Cosinushyperbolikus-Funktion angenähert werden kann. Dadurch werden Zugspannungen im Gewölbebogen vermieden, und somit die Gefahr von Deckelbrüchen gemindert. Daneben wirken zum angrenzenden Holzstrahl hin linear verlaufende Druckspannungen. Diese Druckspannungen und die ebenfalls linear verlaufenden Zugspannungen der Klebefläche des Holzstrahls schwächen sich gegenseitig ab.

Die Schwert-Scheide-Verbindung ist eine hochgradig optimierte Klebe- bzw. Steckverbindung. Die Zugbelastung auf die Klebefläche wird geometriebedingt minimiert. Das Versagensrisiko durch ein Abgleiten der Klebeebenen wird durch einen Formschluss reduziert. Durch die Kombination von Steckverbindung und Gewölbedeckel werden die Spannungen auf die Klebefläche abgebaut.

Ähnlich wie bei der äußeren Gestaltoptimierung des Baumes durch adaptives Wachstum wird auch im Inneren in konstruktiver Weise ein Optimum geschaffen.

Optimierte Faserverbund-Werkstoffe

Zur Verbesserung des Kerbverhaltens von multidirektionalen FV-Werkstoffen wurden am Beispiel der Lochplatte sowohl numerische Untersuchungen an FE-Modellen mit unterschiedlichen Materialkennwerten als auch praktische Untersuchungen an Glasfaser-Prototypen durchgeführt. Im Rahmen dieser Untersuchung ist es gelungen eine Methode zu entwickeln (Multilinearisierungs-Methode) die es ermöglicht, auf einfache Weise die maximal ertragbare Last von gekerbten, technischen Faserverbunden deutlich zu erhöhen.

Der qualitative Vergleich von den numerisch ermittelten Ergebnissen bei einsetzender Faserdelamination nach dem Tsai-Hill-Versagenskriterium und den im Zugversuch bestimmten Lasten bis zum totalen Versagen der Proben zeigte eine gute Übereinstimmung von Theorie und Praxis. Der qualitative Verlauf der berechneten Bruchkrafteerhöhung konnte anhand von Zugprüfungen verifiziert werden.

Durch diese Methode werden wie beim natürlichen Vorbild, dem Baum, die auftretenden Lasten im Faserverbund verteilt und somit eine ökonomische Leichtbauweise ermöglicht.

Literatur

- ALBRECHT, W. (1995) *Untersuchung der Spannungssteuerung radialer Festigkeitsverteilung in Bäumen*, Dissertation am Institut für Zuverlässigkeit und Schadenskunde, Universität Karlsruhe
- ALBRECHT, W., BETHGE, K., MATTHECK, C. (1995) *Is lateral strength in trees controlled by lateral stress?*, Journal of Arboriculture 21, Seite 83 - 87
- BARTOSCH, H. (1998) *Verbesserung des Zwischenfaserbruchverhaltens von CFK-Laminaten bei praxisrelevanten Belastungen durch thermomechanische Behandlung*, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 18, Nr. 226, VDI-Verlag, Düsseldorf
- BAUMANN, R. (1922) *Die bisherigen Ergebnisse der Holzprüfungen in der Materialprüfungsanstalt an der Technischen Hochschule Stuttgart*, Forsch. Ing.-Wes. Heft 231, Berlin
- BAUMGARTNER, A., HARZHEIM, L., MATTHECK, C. (1992) *SKO: Soft Kill Option - the biological way to find optimum structure topology*, Int. J. Fatigue, 147, Seite 387 - 393
- BEITZ, W., KÜTTNER, K. H., (1986) *Dubbel- Taschenbuch für den Maschinenbau*, 15. Auflage, Springer-Verlag, Berlin
- BODING, J., JAYNE, B. A. (1982) *Mechanics of wood and wood composites*, Van Nostrand Reinhold Company
- BRANDT, DRECHSLER, (1996) *Technische Textilien*, Dreidimensionale Faserverbundwerkstoffe, Spektrum der Wissenschaft, Seite 91 - 94
- BRAUN, H. J. (1970) *Funktionelle Histologie der sekundären Sprossachse, 1. Das Holz*, Gebrüder Borntraeger, Berlin
- BRAUN, H. J. (1998) *Bau und Leben der Bäume*, 4. Auflage, Rombach Verlag, Freiburg
- CAVE, I. D. (1978) *Modelling moisture-related mechanical properties of wood, Part II: Computation of properties of a model of wood and comparison with experimental data*, Wood Science and Technology Vol. 12, Seite 127 - 139
- CHAMIS, C. C. (1984) *Simplified Composite Micromechanics Equations for Strength, Fracture Toughness and Environmental Effects*, 39th Annual Conference, Reinforced Plastics/Composites Institute, SPI
- COUSINS, W. J. (1976) *Elastic modulus of lignin as related to moisture content*, Wood Science and Technology Vol. 10, Seite 9 - 17
- DIETRICH, F. (1995) *Wie der grüne Baum tangential Zugbelastungen bewältigt*, Dissertation am Institut für Zuverlässigkeit und Schadenskunde, Universität Karlsruhe
- DIN 65559 (1991) *Faserverstärkte Kunststoffe, Prüfung von multidirektionalen Laminaten - Bestimmung der Kerbzugfestigkeit*, Deutsche Norm, DIN 65559
- ESSLINGER, V., WEISSE, B. (2000) *Analyse von betriebsbeanspruchten Bauteilen*, <http://www.empa.ch/deutsch/fachber/abt121/English/Forschung/pro125a.htm>
- FELTIN, D., GLIESCHE, K. (1999) *Neue textile Preformtechniken zur kostengünstigen FV-Bauteilherstellung*, Beitrag zur 2. Internationalen Arbeitsgemeinschaft Verstärkter Kunststoffe - Technische Vereinigung, Fachtagung, Baden Baden, Beitrag B10
- GÖTZ, K. (1997) *Scherfestigkeitsuntersuchungen an grünen Bäumen mit dem Fractometer III*, Diplomarbeit am Institut für Zuverlässigkeit und Schadenskunde, Universität Karlsruhe

- GÖTZ, K., MATTHECK, C. (1998) *Festigkeitsuntersuchungen an grünen Bäumen mit dem Fractometer III*, Seminarunterlagen zum 4. VTA Spezialseminar "Messen und beurteilen am Baum", 24. - 25. März 1998, Karlsruhe
- GRIFFITH, A. A. (1921) *The phenomenon of rupture and flow in solids*, Phil. Trans. Roy. Soc. London A221, Seite 163 - 198
- GROSSER, D. (1977) *Die Hölzer Mitteleuropas - Ein mikroskopischer Lehratlas*, Springer Verlag, Berlin
- HASHIN, Z. (1980) *Failure criteria for unidirectional fibre composites*, Journal of Applied Mechanics, Vol. 47, Seite 329 - 334
- HILL, R. (1948) *Theory of yielding on plastic flow of anisotropic materials*, Proceedings of the Royal Society, Vol 193, Seite 281 - 297
- HINZ, B. (1999a) *Gestaltung und Auslegung von FVW-Bauteilen*, DGM Seminarunterlagen, Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt e.V., Stuttgart
- HINZ, B. (1999b) *Fertigungsverfahren für faserverstärkte Duomere*, DGM Seminarunterlagen, Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt e.V., Stuttgart
- IBE, G., PENKAVA, J. (1987) *Entwicklung faserverstärkter Aluminiumstoffe*, Metall 41, Seite 590 - 600
- ILVESSALO-PFÄFFLI, M. S. (1995) *Fibre Atlas, identification of papermaking fibres*, Springer-Verlag, Berlin
- INTERGLAS (1998) *Gewebe für Kunststoffverarbeitung*, Produktinformation der Fa. CS-Interglas, Erbach
- KAPPEL, R. (1998) *Konditionierung von Bohrkernen*, Seminarunterlagen zum 4. VTA Spezialseminar "Messen und beurteilen am Baum", 24. - 25. März 1998, Karlsruhe
- KENSCHKE, C. (1999) *Herstellung und Eigenschaften von Fasern und Matrix*, DGM Seminarunterlagen, Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt e.V., Stuttgart
- KINDERVATER, C. (1999) *Faserverbundwerkstoffe - Laminatberechnung*, DGM Seminarunterlagen, Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt e.V., Stuttgart
- KLAUDITZ, W. (1952) *Zur biologisch-mechanischen Wirkung des Lignins im Stammholz der Nadel- und Laubhölzer*, Holzforschung 6/3, S. 70 - 82
- KNAUST, U. (1979) *Zur Analyse und Optimierung von Faserverbund-Leichtbauteilen*, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 20, Nr. 11, VDI-Verlag, Düsseldorf
- KOLLMANN, F. (1982) *Technologie des Holzes und der Holzwerkstoffe*, Springer Verlag, Berlin
- KOPONEN, S., TORATTI, T., KANVERA, P. (1989) *Modelling longitudinal elastic and shrinkage properties of wood*, Wood Science and Technology Vol. 23, Seite 55 - 63
- KRESS, G. (1993) *Analytische und experimentelle Untersuchung zu Versagensvorgängen in Faserverbundwerkstoffen mit besonderer Berücksichtigung der Randeffekte*, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 18, Nr. 130, Düsseldorf
- KRIECHBAUM, R., SCHÄFER, J., MATTHECK, C. (1992) *CAIO (Computer Aided Internal Optimization): A Powerful Method to Optimize Fibre Arrangement in Composite Materials*, Proc. Of Localized Damage II, Southampton, Seite 331 - 335

- KUHN P., SAUTER J. (1991) *Formulierung einer neuen Theorie zur Bestimmung des Fließ- und Spröbruchversagens bei statischer Belastung unter Angabe der Übergangsbedingung*, Zeitschrift für angewandte Mathematik und Mechanik, 71/4, T 383 - 387
- LAVERS, G. M. (1983) *The strength properties of timber*, Building Research Establishment Report, 3rd edition, Her Majesty's Stationery Office, London
- LOCTITE (1992) *Schraubensichern, Dichten, Kleben, Vergießen, Dosieren*, Loctite Deutschland, München
- MARK, R. E., GILLIS, P. P. (1970) *New models in cell-wall mechanics*, Wood and Fibre 2, Seite 79 - 95
- MATTHECK, C. (1990) *Engineering components grow like trees*, Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 21, Seite 143 - 168
- MATTHECK, C. (1994) *Holz: die innere Optimierung der Bäume*, KFK-Nachrichten 4/94, Kernforschungszentrum Karlsruhe, Seite 232 - 239
- MATTHECK, C. (1997) *Design in der Natur - der Baum als Lehrmeister*, 3. Auflage, Rombach Verlag, Freiburg
- MATTHECK, C. KÜBLER, H. (1995) *Wood - the internal optimization of trees*, 2. Auflage, Springer Verlag, Berlin
- MATTHECK, C., BRELOER, H. (1994) *Handbuch der Schadenskunde - der Baumbruch in Mechanik und Rechtsprechung*, 2. Auflage, Rombach Verlag, Freiburg
- MATTHECK, C., BURKHARDT, S. (1991) *Der Unglücksbalken - Biomechanik der Holzstrahlen*, Allg. Forst und Jagdzeitung, 8, Seite 143 - 147
- MATTHECK, C., REUSCHEL, D., GÖTZ, K. (1999a) *Technisches Holz im Automobilbau*, Sonderdruck aus ATZ / MTZ-Sonderausgabe Werkstoffe im Automobilbau 98/99, Friedrich Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft mbH, Wiesbaden
- MATTHECK, C., WEBER, K., GÖTZ, K. (1999b) *Wie die Rotbuche radiale Zugbelastungen bewältigt*, Allgemeine Forst und Jagdzeitung, Sonderdruck, 171. Jahrgang 2000, Heft 1, Sauerländer's Verlag, Frankfurt
- MICHAELI, W., WEGENER, M. (1990) *Einführung in die Technologie der Faserverbundwerkstoffe*, Carl Hanser Verlag, München
- MOSER, K. (1992) *Faser-Kunststoff-Verbund*, VDI-Verlag, Düsseldorf
- MÜLLER, U. (2000) *Homepage der Luftsportgemeinschaft Kesselsweiher*, <http://www.segelflug.de/vereine/kesselsweiher/info/nframe.html>
- MUNZ, D. (1995) *Versagensverhalten von Konstruktionswerkstoffen*, Stichworte und Formeln der Vorlesung, Institut für Zuverlässigkeit und Schadenskunde im Maschinenbau, Technische Hochschule Karlsruhe
- MUNZ, D., FETT, T. (1989) *Mechanisches Verhalten keramischer Werkstoffe: Versagensablauf, Werkstoffauswahl, Dimensionierung*, Springer Verlag, Berlin
- Nahas, N. M. (1989) *Survey of failure and post-failure theories of laminated fibre-reinforced composites*, Journal of Composites Technology and Research, Vol. 8, Nr.: 4, Seite 138 - 153
- NIEMZ, P. (1993) *Physik des Holzes und der Holzwerkstoffe*, DRW-Verlag, Leinfelden-Echterdingen
- PANSHIN, A. J., DE TEEUW, C. (1980) *Textbook of wood technology*, 4th edition, McGraw-Hill Book Company, New York

- PUCK A., SCHÜRMAN, H. (1982) *Die Zug-Druck-Torsionsprüfung an rohrförmigen Probekörpern*, Kunststoffe 72/9, Seite 554 - 561
- PUCK, A. (1969a) *Einführen in das Gestalten und Dimensionieren*, Beiheft zur Fachzeitschrift Kunststoffberater
- PUCK, A. (1969b) *Festigkeitsberechnung an Glasfaser-Kunststoff-Laminaten bei zusammengesetzter Beanspruchung*, Kunststoffe, Vol. 59, Seite 780 - 787
- PUCK, A., SCHNEIDER, W. (1969) *On failure mechanisms and failure criteria of filament-wound glass-fibre/resins composites*, *Plastics and Polymers*, Seite 33 - 44
- REUSCHEL D. (1999) *Untersuchung der Faseranordnung natürlicher Faserverbunde und Übertragung der Ergebnisse auf technische Bauteile mit Hilfe der Finiten-Elemente-Methode*, Dissertation am Institut für Zuverlässigkeit und Schadenskunde, Universität Karlsruhe
- SACHSSE, H. (1965) *Untersuchungen über Eigenschaften und Funktionsweise des Zugholzes der Laubbäume*, Schriftenreihe der Forstlichen Fakultät der Universität Göttingen, Band 35, Sauerländer's Verlag, Frankfurt
- SCHMIDT, K. (1969) *Textilglas als Verstärkungsmaterial für Gießharze*, Konstruieren und berechnen von GFK-Teilen, Umschau Verlag, Frankfurt
- SCHWARTZ, Mel M. (1997) *Composite Materials - Processing, Fabrication and Applications*, Vol. 2, Prentice Hall Inc., New Jersey
- SCHWEINGRUBER, F. H. (1990) *Anatomie europäischer Hölzer*, Paul Haupt Verlag
- SHAH KAHN, M. Z., MOURITZ, A. P. (1996) *Fatigue behavior of stitched GRP laminates*, *Composite Science and Technology* 56, Seite 695 - 701
- SUMMERSCALES, J. (1994) *Manufacturing defects in fibre-reinforced plastics composites*, *Composites* Vol. 36, Nr.: 12
- SUUNTO (1993) *Gebrauchsanleitung für Zuwachsbohrer*, Produktinformation der Fa. Suunto, Schweden
- TESARI, I. (2000) *Untersuchungen zu lastgesteuerten Festigkeitsverteilungen und Wachstumsspannungen in Bäumen*, Dissertation am Institut für Zuverlässigkeit und Schadenskunde, Universität Karlsruhe
- TROLL, W. (1959) *Allgemeine Botanik*, Enke Verlag, Stuttgart
- TSAI, S. W. (1980) *Introduction to Composite Materials*, Technomic Publishing Co., Westport, Connecticut
- TSAI, S. W., WU, E. M. (1971) *A general theory of strength for anisotropic materials*, *Composite Materials*, Vol. 5, Seite 58 ff
- U.S. DEPARTMENT OF AGRICULTURE: FOREST SERVICE (1987) *Wood Handbook*, Agricultural Handbook No. 72
- VON AUFSEB, H. (1973) *Mikroskopische Darstellung des Verholungsgrades durch Färbemethoden*, *Holz als Roh- und Werkstoff*, Jahrgang 31, Seite 24 - 33
- VON PECHMANN, H. (1972) *Das mikroskopische Bild einiger Holzfehler*, *Holz als Roh- und Werkstoff*, Jahrgang 30, Heft 2, Seite 62 - 66
- WAGENFÜHR R., SCHEIBER C. (1996) *Holzatlas*, 4. Auflage, VEB Fachbuchverlag, Leipzig
- WALTER, F. (1980) *Das Microtom*, 2. Auflage, neubearbeitet von Schmitt, W., Leitz, Wetzlar

- WEBER, K., GÖTZ, K., SCHÄFER, J., MATTHECK, C. (1999) *Das Aufsplitten der Holzstrahlen der Buche*, Videodokumentation, Seminarunterlagen zum 5. VTA Spezialseminar "Messen und beurteilen am Baum", April 1999 Karlsruhe
- WIEDEMANN, J. (1996) *Leichtbau I: Elemente*, Springer Verlag, Berlin
- WILBERG, T. (1997) *Das virtuelle Luftfahrtmuseum*, <http://www.aviation.inhh.de>
- WILSON, F. (1988) *The growing tree*, Univ. of Massachusetts Press, Amherst
- ZIMMERMANN, M., BROWN, C. (1980) *trees - structure and function*, Springer-Verlag, Berlin
- ZIPSE, A. (1997) *Untersuchungen zur lastgesteuerten Festigkeitsverteilung in Bäumen*, Dissertation am Institut für Zuverlässigkeit und Schadenskunde, Universität Karlsruhe