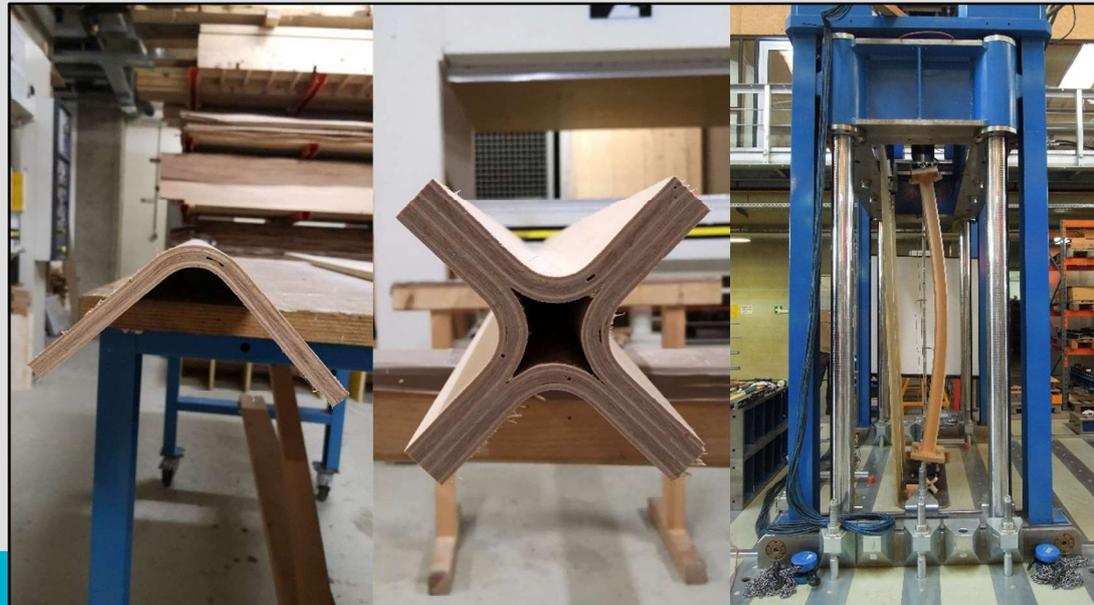


Stabilitätsuntersuchungen von im Formpressverfahren hergestellten Kreuzprofilen aus Buchenfurnier



M-4-05/2019

Natalie Pfoser

Institut für Holzbau und Holztechnologie
Technische Universität Graz



Natalie Pfoser, BSc

Stabilitätsuntersuchungen von im Formpressverfahren hergestellten Kreuzprofilen aus Buchenfurnier

MASTERARBEIT

zur Erlangung des akademischen Grades
Diplom-Ingenieur
Masterstudium Bauingenieurwissenschaften – Konstruktiver Ingenieurbau

Eingereicht an der
Technischen Universität Graz

Betreuer
Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. Gerhard Schickhofer
DI Markus Grabner
DI Severin Zimmer
Institut für Holzbau und Holztechnologie

Graz, Juni 2019

EIDESSTATTLICHE ERKLÄRUNG AFFIDAVIT

Ich erkläre an Eides statt, dass ich die vorliegende Arbeit selbstständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen/Hilfsmittel nicht benutzt, und die den benutzten Quellen wörtlich und inhaltlich entnommenen Stellen als solche kenntlich gemacht habe. Das in TUGRAZonline hochgeladene Textdokument ist mit der vorliegenden Masterarbeit identisch.

I declare that I have authored this thesis independently, that I have not used other than the declared sources/resources, and that I have explicitly indicated all material which has been quoted either literally or by content from the sources used. The text document uploaded to TUGRAZonline is identical to the present master's thesis.

Datum / Date

Unterschrift / Signature

Danksagung

An dieser Stelle möchte ich mich bei allen bedanken die mich sowohl fachlich als auch mental beim Schreiben dieser Arbeit unterstützt haben.

Bei Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. Gerhard Schickhofer möchte ich mich für die Unterstützung während meiner Arbeit und die Möglichkeit bedanken, meine Arbeit am Institut für Holzbau und Holztechnologie schreiben zu dürfen.

Für die kompetente Betreuung und Korrektur möchte ich mich herzlich bei Dipl.-Ing. Severin Zimmer und Dipl.-Ing. Markus Grabner bedanken, die mich in der Durchführung der Versuche unterstützten und mir jederzeit für Fragen zur Verfügung standen.

Ein besonderer Dank gilt Herrn Ing. Bernd Heissenberger für die fachliche Beratung und maßgebende Unterstützung in der Herstellung der Prüfkörper. Des Weiteren möchte ich mich auch bei den Mitarbeitern des LKI bedanken, für die Hilfe in der Planung und Durchführung der Stabilitätsprüfungen.

Bei meinen Eltern möchte ich mich von ganzem Herzen für die finanzielle und mentale Unterstützung während des gesamten Studiums bedanken. Abschließend möchte ich mich bei meinem Partner Marcel bedanken, der mir in den stressigen und entscheidenden Phasen der Arbeit, einen Teil meiner Unsicherheit genommen und mir das nötige Durchhaltevermögen gegeben hat.

Kurzfassung

Aufgrund der stetigen Zunahme des Laubholzvorrates nicht nur in Österreich, sondern auch in anderen Ländern Mitteleuropas, wird der Druck hinsichtlich einer breiteren Verwendung von Laubholz, wie beispielsweise Buche und Birke, immer größer. Buche weist neben den hohen Festigkeits- und Steifigkeitswerten auch eine gute Verformbarkeit auf und soll durch Formen von Furnieren während der Verklebung, auch als Leichtbauprofil im konstruktiven Ingenieurholzbau, eingesetzt werden. Der Fokus dieser Arbeit liegt auf der Entwicklung und Prüfung eines auf Druck beanspruchungsoptimierten Leichtbauprofils aus Laubholz furnier.

Auf Basis einer ausführlichen Literaturrecherche wird der Einfluss des Materials, der Furnierherstellung und des Umformprozesses auf die Tragfähigkeit des Formpressprofils erläutert. Vergangene und zukünftige Anwendungsbereiche sowie aktuelle Untersuchungen von Formpressprofilen werden aufgezeigt. Es wird ein historischer Überblick über die Forschung und Entwicklung der Bemessung von druckbeanspruchten Holzbauteilen gegeben und anhand der Herleitung der Deformationsmethode der Einfluss der Imperfektionen und des Materialverhaltens auf die Stabilität eines druckbeanspruchten Stabes erklärt.

Im Zuge der Masterarbeit wird ein auf Druck beanspruchungsoptimiertes Leichtbauprofil aus Laubholz furnier entwickelt und hergestellt. Untersucht wird das Stabilitätsverhalten eines exzentrisch auf Druck beanspruchten Kreuzprofils, bestehend aus vier einzelnen Winkelprofilen. Es wird während der Herstellung die Formhaltigkeit der einzelnen Winkelprofile dokumentiert und die geometrischen Imperfektionen der gefertigten Kreuzprofilstützen mit Hilfe eines 3D-Scans untersucht. Abschließend wird die Berechnung nach EC 5 [1] mit den Ergebnissen aus den Stabilitätsprüfungen verglichen, um eine Aussage treffen zu können, inwiefern bestehende Berechnungsverfahren für druckbeanspruchte Bauteile für im Formpressverfahren hergestellte Kreuzprofilstützen aus Buchensperrholz zutreffen und welche Faktoren zu möglichen Abweichungen in der Bemessung führen könnten.

Abstract

Due to the marked rise of hardwood in Austria and other countries of Central Europe, the pressure for a broader utilisation of wood, such as beech and birch, has increased. Beech has a high strength, stiffness and a good formability and should be used as ultra-high performance plywood (UHPP) profile in structural engineering by moulding during adhesion. The focus of this master thesis is the development and the stability test of a UHPP-profile of hardwood subjected to compression.

The influence of the material, the production process of veneer and the moulding process on the carrying capacity is explained in the literature review. The future scope of application and current research on UHPP-profiles are shown. A historical overview of the studies and the development of the design code of timber components subjected to compression and the influence of imperfection and the material behaviour on the stability of structure components under compression stress are explained.

In the context of this work, a UHPP-profile made of beech veneer is developed and produced. The stability of the cross-section profile, which consists of four angle section profiles, is tested under eccentric compression load. During the production of the angle section profiles, the form stability is documented, and the imperfections of the cross-section profiles are analysed by a 3D-scan. To enable a quality assessment of the accuracy of the current computational methods used for UHPP-profiles made of beech veneer, the calculation according to the EC 5 is compared to the results from the stability tests.

Inhaltsverzeichnis

KAPITEL 1: EINLEITUNG	1
1-1 MOTIVATION UND ZIELSETZUNG.....	1
1-2 GLIEDERUNG DER ARBEIT	3
KAPITEL 2: STRUKTUR UND EIGENSCHAFTEN VON LAUBHOLZ	5
2-1 HOLZSTRUKTUR	5
2-1.1 Makroebene	6
2-1.2 Mikroebene.....	7
2-2 EIGENSCHAFTEN VON HOLZ	7
2-2.1 Physikalische Eigenschaften.....	8
2-2.1.1 Rohdichte.....	8
2-2.1.2 Feuchte	8
2-2.2 Mechanische Eigenschaften	9
2-2.2.1 Druck und Zug.....	9
2-2.2.2 Biegung	10
2-3 BUCHE	10
KAPITEL 3: FURNIERHERSTELLUNG	13
3-1 ALLGEMEIN.....	13
3-2 HERSTELLUNG	14
3-2.1 Rohstoff Holz	14
3-2.2 Dämpfen oder Kochen.....	14
3-2.3 Herstellungstechniken	15
3-2.4 Trocknen und Glätten.....	17
KAPITEL 4: FORMGEBUNG	19
4-1 BIEGEN VON VOLLHOLZ.....	19
4-2 UMFORMUNGSARTEN VON FURNIER	20
4-2.1 Formpressen mittels Matrize und Patrize	21
4-2.2 Formpressen mit starrer Form und elastischer Gegenform	22
4-2.3 Wickelformung.....	22
4-3 BIEGERICHTUNG.....	23
4-4 MIKRORISSE.....	25
4-5 RÜCKSTELLVERFORMUNG.....	28
KAPITEL 5: ANWENDUNGSBEREICHE	31
5-1 ALLGEMEIN.....	31
5-1.1 Furniersperrholz	31
5-1.2 Furnierschichtholz	31
5-2 FORMPRESSPROFILE.....	32
5-2.1 Flugzeugbau	32

5-2.2	Fahrzeugbau.....	33
5-2.3	Ingenieurholzbau.....	34
KAPITEL 6: STABILITÄT VON DRUCKSTÄBEN		39
6-1	STABILITÄT VON DRUCKSTÄBEN	39
6-2	HISTORISCHE ENTWICKLUNG DER KNICKBEMESSUNG	40
6-2.1	Forschung im Holzbau.....	43
6-2.2	Normung der Knickberechnung.....	44
6-3	BIEGEKNICKEN.....	47
6-3.1	Imperfektionen.....	51
6-3.2	Nicht lineares Materialverhalten.....	53
6-4	BIEGEDRILLKNICKEN	56
6-5	BEMESSUNGSMETHODEN NACH EN 1995-1-1:2014	61
6-5.1	Ersatzstabverfahren.....	62
6-5.2	Bemessungsmethode nach Theorie II. Ordnung	63
KAPITEL 7: MATERIAL UND METHODE		65
7-1	GEOMETRIE	65
7-2	KNICKBERECHNUNG.....	68
7-3	HERSTELLUNG DER PROBEKÖRPER	70
7-3.1	Winkelprofile.....	70
7-3.2	Stützen	74
7-4	GEOMETRISCHE IMPERFEKTIONEN	76
7-4.1	Rückstellverformung der Winkelprofile.....	76
7-4.2	Prüfkörper	76
7-5	STABILITÄTSPRÜFUNG.....	78
7-5.1	Prüfkonfiguration.....	78
7-5.2	Prüfablauf.....	80
7-5.3	Korrektur der Messdaten.....	81
7-6	DRUCKPRÜFUNGEN.....	82
KAPITEL 8: ERGEBNISSE		83
8-1	FORMHALTIGKEIT DER WINKELPROFILE	83
8-2	IMPERFEKTION DER PRÜFKÖRPER	86
8-3	DRUCKPRÜFUNGEN.....	89
8-3.1	Druckfestigkeit.....	89
8-3.2	Elastizitätsmodul.....	90
8-3.3	Bruchbild	91
8-3.4	Zusammenfassung der ermittelten Materialkennwerte	92
8-4	STABILITÄTSPRÜFUNG.....	93
8-4.1	Kraft-Verformung	93
8-4.2	Knicklast	95

8-4.3	Versagen der Prüfkörper.....	95
KAPITEL 9: DISKUSSION DER ERGEBNISSE		99
9-1	FORMHALTIGKEIT DER WINKELPROFILE	99
9-2	IMPERFEKTION DER PROBEKÖRPER	99
9-3	DRUCKPRÜFUNGEN	103
9-4	STABILITÄTSPRÜFUNG	104
9-5	VERGLEICH DER PRÜFERGEBNISSE MIT DEM BERECHNUNGSMODELL	106
KAPITEL 10: ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK.....		111
ANHANG A VERZEICHNISSE		I
A-1	LITERATURVERZEICHNIS.....	I
ANHANG B PRÜFERGEBNISSE.....		IV
B-1	IMPERFEKTIONEN	IV
B-2	STABILITÄTSPRÜFUNG	XXX
B-2.1	Querschnittsabmessungen	XXX
B-2.2	Prüfprotokoll.....	XXX
B-2.3	Kraft Verformungs-Diagramm	XXXI
B-2.4	Bruchbilder	XLIV

1-1 MOTIVATION UND ZIELSETZUNG

Holz ist einer der ältesten Baustoffe in unserer Geschichte und hat bis heute, durch das gute Verhältnis zwischen Festigkeit und Gewicht, eine wichtige Rolle im Bauwesen. Die industrielle Fertigung ermöglicht die Herstellung von qualitativ hochwertigen Holzprodukten und neuen Holzwerkstoffen sowie Verbindungs- und Klebetechniken erschließen neue Anwendungsgebiete für den Holzbau. Eine nachhaltige Waldbewirtschaftung ermöglicht es den Rohstoff Holz auch in Zukunft vielfältig zu nutzen. In Österreich nimmt der Wald 47,6 % der Gesamtfläche ein, das sind etwa 3,99 Mio. Hektar. Der Wald ist Lebens- und Arbeitsraum und erfüllt zahlreiche Funktionen als Rohstofflieferant, Energieträger, Kohlenstoffspeicher und Schutzwald. Aufgrund von verschiedenen Höhenlagen, Klimazonen, Bodentypen, etc. sind in Österreich bis zu 70 verschiedene Baumarten zu finden. Seit 1961 wird der Waldbestand in Österreich dokumentiert und daraus geht hervor, dass die Baumzusammensetzung einer laufenden Veränderung unterworfen ist. In den letzten Jahren konnte sowohl ein Rückgang bei Fichtenholz als auch eine Zunahme an Laubholz, besonders bei Rotbuche, verzeichnet werden. [2]

Durch die beständige Zunahme des Laubholzvorrates, nicht nur in Österreich, sondern auch in anderen Ländern Mitteleuropas, wird der Druck hinsichtlich einer breiteren Verwendung von Laubholzarten wie Buche und Birke, immer größer. Mittlerweile wird Furnierschichtholz aus Laubholz bereits für Träger und Platten eingesetzt, da durch die hohen Festigkeits- und Steifigkeitswerte schlankere Bauteile möglich sind. Furnierschichtholz aus Laubholz soll in Zukunft, durch Formen während der Verklebung, auch als Leichtbauprofil im konstruktiven Ingenieurholzbau Anwendung finden. Dabei liegt der Fokus dieser Arbeit auf der Entwicklung und Prüfung von, im Formpressverfahren hergestellten, Winkelprofilen.

Aufgrund des hohen Flächenträgheitsmoments bei sehr geringem Querschnitt, findet das Winkelprofil im Stahlbau häufig Anwendung, beispielsweise bei Fachwerken. Das Winkelprofil kann auch als Grundelement genutzt werden, um daraus eine Vielzahl an zusammengesetzten Profilen herstellen zu können. (siehe Abbildung 1-1).

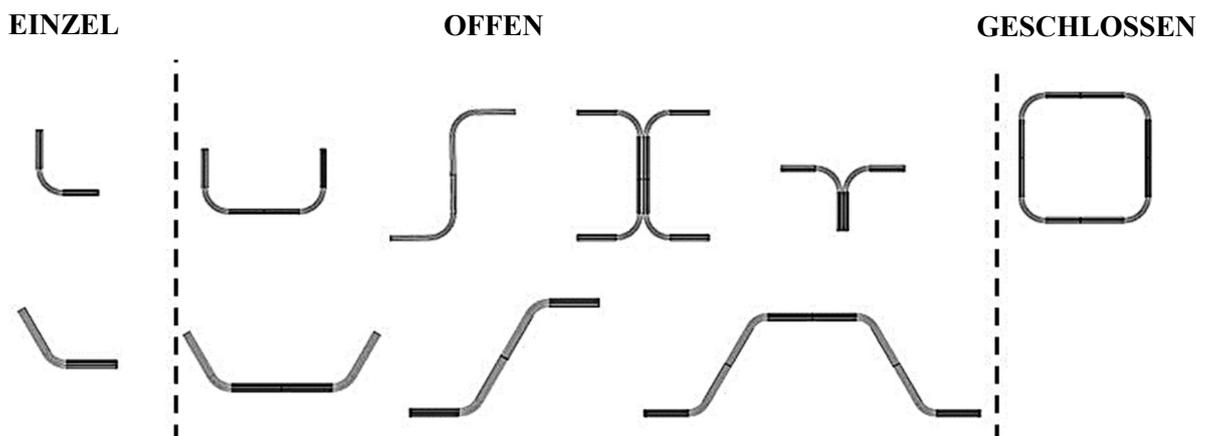


Abbildung 1-1: Einzelwinkel (links); offene Profile (mittig); geschlossene Profile (rechts)

Im Holzbau treten häufig auf Druck beanspruchte Einzelstäbe, wie Stützen oder Fachwerkstäbe, oder Stabsysteme, wie Rahmen, Bogen oder Verbände, auf. Im Rahmen der Masterarbeit wird das Stabilitätsverhalten eines auf Druck beanspruchtes Kreuzprofils, bestehend aus vier einzelnen Winkelprofilen, untersucht. Der Kreuzquerschnitt als Leichtbauprofil ist sehr flexibel, vielseitig einsetzbar

und bringt den Vorteil, dass die einzelnen Winkelprofile sich gegenseitig aussteifen, wodurch das Profil sehr formstabil ist. Es bietet sowohl in Längs- als auch in Querrichtung sehr viele Anschlussmöglichkeiten, wie beispielsweise durch eingeklebte Gewindestangen in Stabmitte.

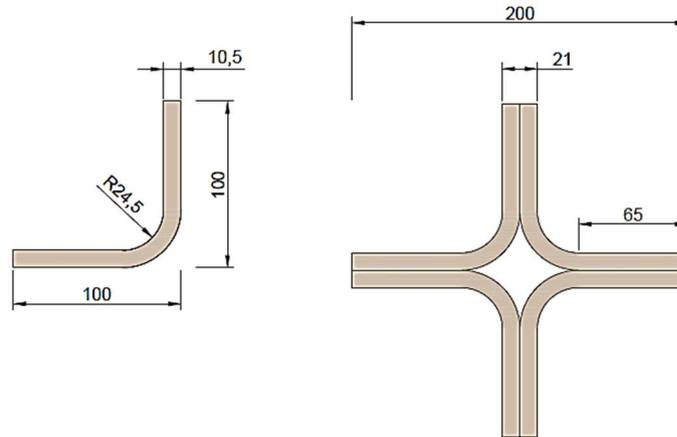


Abbildung 1-2: Winkelprofil und zusammengesetzte Kreuzprofilstütze

Ein Ziel der Arbeit ist es, das Potenzial von im Formpressverfahren hergestellten Winkelprofilen aus Laubholz aufzuzeigen. Die Hauptaufgabe der Masterarbeit ist die Entwicklung, Herstellung und Untersuchung der Stabilität eines UHPP (Ultra High Performance Plywood) Leichtbauprofils. Auf Basis eines ersten Entwurfs der Geometrie wird dieser im Zuge der Masterarbeit in Hinblick auf die Stabilitätsprüfungen weiter optimiert. Die Formhaltigkeit des einzelnen Winkelprofils wird untersucht und dokumentiert, um in weiterer Folge das Potenzial anderer Geometrien aus zusammengesetzten Winkelprofilen abschätzen zu können. Abschließend soll der Vergleich zwischen der Berechnung lt. EC 5 [1] und den Ergebnissen aus den Stabilitätsprüfungen dargestellt werden, um eine Aussage treffen zu können, inwiefern bestehende Berechnungsverfahren für im Formpressverfahren hergestellte Leichtbauprofile aus Buchensperrholz zutreffen.

1-2 GLIEDERUNG DER ARBEIT

Die Arbeit gliedert sich in die folgenden zehn Kapitel:

Kapitel 1: Einleitung

In der Einleitung werden die Motivation und das Ziel dieser Arbeit definiert. Es wird auf die Anwendung von Winkelprofilen eingegangen und der Schwerpunkt der Arbeit festgelegt.

Kapitel 2: Struktur und Eigenschaften von Laubholz

Das Kapitel 2 gibt einen Überblick über die Eigenschaften von Laubholz. Es wird der Aufbau der Struktur auf Mikro- und Makroebene dargestellt und es werden die physikalischen und mechanischen Eigenschaften erläutert.

Kapitel 3: Furnierherstellung

Der Herstellungsprozess vom waldfrischen Baum bis zum fertigen Furnier wird erläutert. Es werden wesentliche Begriffe in Bezug auf Furnier und dessen Herstellungsprozess definiert. Die einzelnen Herstellungsschritte sowie die unterschiedlichen Schnitttechniken zur Herstellung von Furnier werden erklärt.

Kapitel 4: Formgebung

In dem Kapitel Formgebung werden das Biegen von Vollholz und Umformarten vorgestellt und der Einfluss von Biegerichtung und Mikrorissen auf das Umformverhalten von Furnier erklärt. Zudem wird der Begriff der Rückstellverformung definiert und mögliche Einflussfaktoren erläutert.

Kapitel 5: Anwendungsbereiche

Das Kapitel Anwendungsbereiche zeigt aktuelle Forschungen und mögliche Anwendungsmöglichkeiten von Formpressprofilen im Ingenieurholzbau. Zudem wird auf die historische und zukünftige Verwendung von Formholzteilen im Flugzeug- und Fahrzeugbau eingegangen.

Kapitel 6: Stabilität von Druckstäben

Zu Beginn wird ein historischer Überblick über die Forschung und Entwicklung der Berechnung von druckbeanspruchten Bauteilen gegeben. Abschließend werden die gängigsten Berechnungsmethoden, das Ersatzstabverfahren und die Bemessung nach Theorie II. Ordnung, vorgestellt.

Kapitel 7: Material und Methode

Kapitel 7 erläutert die Optimierung der Geometrie, die Herstellung der Probekörper und die Dokumentation der geometrischen Imperfektionen. Zudem werden die Prüfkfiguration und der Prüfablauf der Stabilitätsuntersuchungen erklärt.

Kapitel 8: Ergebnisse

Die Ergebnisse der Prüfungen, welche im Zuge der Masterarbeit durchgeführt wurden, werden gezeigt. Es werden die Verformung der einzelnen Winkelprofile dokumentiert, die geometrischen Imperfektionen der Prüfkörper dargestellt, die Materialparameter wie Druckfestigkeit, Elastizitätsmodul, Rohdichte und Holzfeuchte bestimmt und abschließend die Knicklasten der Prüfkörper ermittelt.

Kapitel 9: Diskussion der Ergebnisse

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse, die im Rahmen der Masterarbeit durchgeführten Untersuchungen, diskutiert und bewertet. Abschließend erfolgt der Vergleich zwischen der Berechnung lt. EC5 und den Prüfergebnissen der Stabilitätsuntersuchungen.

Kapitel 10: Zusammenfassung und Ausblick

Abschließend werden in Kapitel 10 die Erkenntnisse der durchgeführten Prüfungen zusammengefasst und in Hinblick auf zukünftige Untersuchungen interpretiert.

KAPITEL 2: STRUKTUR UND EIGENSCHAFTEN VON LAUBHOLZ

In diesem Kapitel wird ein Überblick über die Eigenschaften von Laubholz gegeben. Es wird der Aufbau der Struktur auf Mikro- und Makroebene dargestellt und es werden die physikalischen und mechanischen Eigenschaften erläutert, da diese einen wesentlich Einfluss auf das Verhalten von druckbeanspruchten Bauteilen haben. Abschließend werden die wichtigsten Merkmale der Holzart Buche zusammengefasst.

2-1 HOLZSTRUKTUR

Für das Verständnis der physikalischen und mechanischen Eigenschaften ist der Aufbau der Holzstruktur wesentlich. Die Struktur des Holzes wird in dem folgenden Kapitel in der Makro- und der Mikroebene betrachtet.

Die Holzstruktur entsteht infolge der Entwicklung eines Baumes und erfüllt die drei wichtigsten Funktionen die zum Wachstum eines Baumes notwendig sind. Zu den Funktionen zählen die Wasserleitung, die Speicherung und die Festigung. Holz besteht hauptsächlich aus Kohlenstoff, Sauerstoff und Wasserstoff und einem geringen Anteil an Mineralstoffen und Stickstoff. Die Holzeigenschaften sind jedoch nicht von den chemischen Elementen, sondern von den chemischen und physikalischen Bindungen der Elemente abhängig. Holz besteht größtenteils aus den Zellwandkomponenten Cellulose, Hemizellulose und Lignin. Für Nadel- und Laubholz sind die Anteile und die chemische Zusammensetzung von Lignin und Hemizellulose unterschiedlich. Im Gegensatz dazu ist die Cellulose für alle Hölzer einheitlich. Obwohl die organischen Stoffe (z. B. Harze, Fette) und die anorganischen Stoffe (z.B. Kalium-, Magnesiumverbindungen) nur einen geringen Anteil an der Holzmasse ausmachen, haben sie einen großen Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften. [3]

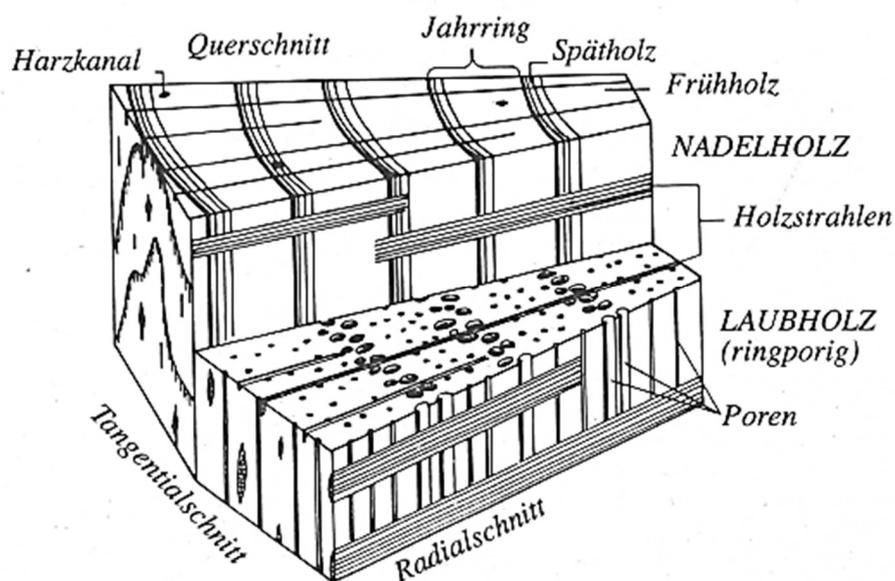


Abbildung 2-1: makroskopischer Aufbau des Holzes [4]

2-1.1 MAKROEBENE

Im folgenden Abschnitt wird auf die Merkmale der Makrostruktur von Laubholz eingegangen und die Begriffe Jahresringe, Kern- und Splintholz, juveniles Holz und Reaktionsholz erklärt.

Die Jahresringe entstehen durch das durch Ruhepausen unterbrochene Wachstum. Innerhalb eines Jahresrings wird zwischen Früh- und Spätholz unterschieden. Frühholz wird am Anfang und Spätholz am Ende der Vegetationszeit gebildet. Das Frühholz ist bei ringporigen Laubhölzern auffallend durch die ringförmig angeordneten Frühholzgefäße. Der Wassertransport erfolgt dabei jedoch nur über die jüngsten Jahresringe. Zerstreutporige Laubhölzer wie z.B. Buche weisen diese Merkmale nicht auf und die Wasserleitung erfolgt über die gesamte Jahrringfläche. Spätholz ist der dichtere, englumigere und dickwandige Teil des Jahrrings und dient der Festigung. Bei ringporigen Laubhölzern besteht das Spätholz aus kleineren Gefäßen mit dazwischenliegenden Holzfasern. Bei zerstreutporigen Laubhölzern ist der dichtere Aufbau des Spätholzes mit freiem Auge nur schwer zu erkennen. Spätholz hat eine höhere Rohdichte, Festigkeit und ein höheres Quell- und Schwindmaß als Frühholz. Für die Holzeigenschaften ist der Spätholzanteil somit wesentlich. [5]

Das Splintholz bezeichnet den jüngeren äußeren Bereich des Baumes, welcher für die Wasserleitung zuständig ist. Mit dem Altern der Zellen stellen sie irgendwann ihre physiologische Funktion ein, die Wasserleitungsbahnen werden blockiert, und es tritt eine sogenannte Verkernung auf. Das Kernholz ist die innere Zone des Holzes, welche keine lebenden Zellen mehr enthält. Dort werden die Reservestoffe abgebaut und in Kernholzsubstanz umgewandelt. Bei manchen Laubhölzern wie z.B. der Buche ist das Kernholz nicht verfärbt, jedoch kann es zu einer Ausbildung eines Falschfarbkerns kommen, wobei es sich um kein echtes Kernholz handelt. Reaktionsholz bezeichnet das Richtgewebe des Baumes, welches infolge äußerer Belastungen gebildet wird. Bei großen Kräften bildet Nadelholz im druckbeanspruchten Bereich Druckholz und Laubholz in zugbeanspruchten Bereich Zugholz aus. [5]

Juveniles Holz bezeichnet das Holz der ersten Wachstumsjahre und liegt im Zentrum des Stammes. Die Eigenschaften des Holzes verbessern sich dabei deutlich von Jahrring zu Jahrring bis sie ungefähr ab dem 20. Wachstumsjahr relativ konstant werden und forthin wird auch von adultem Holz gesprochen. Holzstrahlen kommen sowohl bei Nadel- als auch bei Laubholz vor und unterscheiden sich in Abhängigkeit der Holzart in ihrer Größe, Häufigkeit und Zusammensetzung und verlaufen vom Außenrand strahlenförmigen zur Mitte. Die Holzstrahlen sind bei der Rotbuche makroskopisch erkennbar und definieren somit ihr Erscheinungsbild. [3]

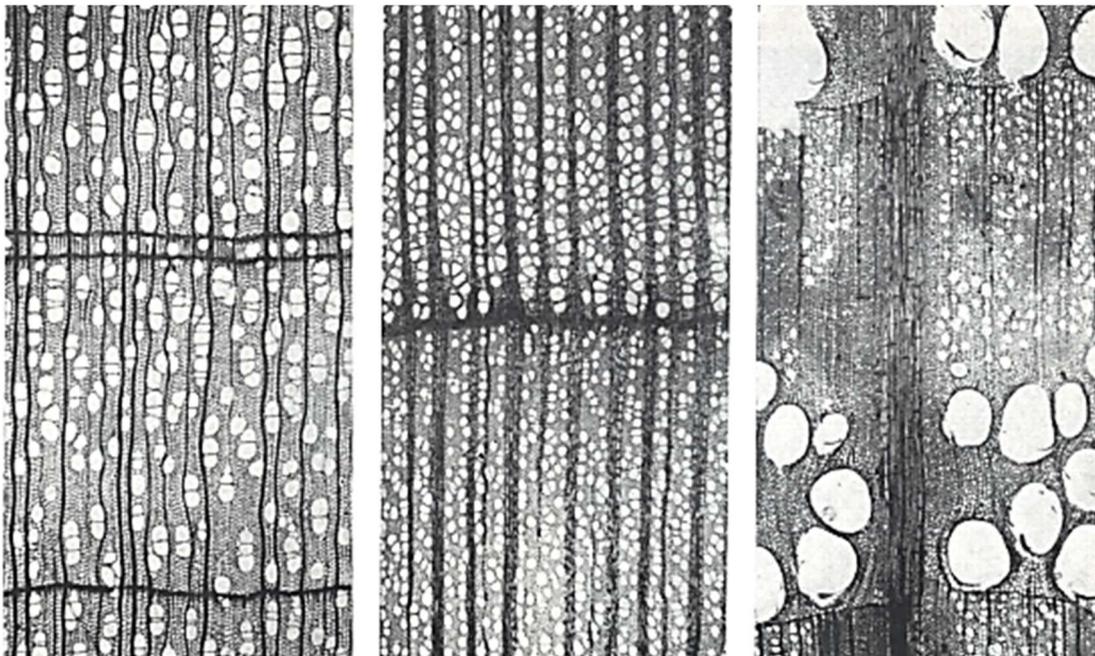


Abbildung 2-2: zerstreutporig (links); halbringporig (mittig); ringporig (rechts) [5]

Festigkeit und Steifigkeit. Holz ist hauptsächlich anisotrop aufgrund des länglichen Aufbaus der Holzzellen und der Orientierung der Zellwände. Ein weiterer Grund für die Anisotropie des Holzes sind die unterschiedlichen Zellgrößen während einer Wachstumsperiode. Da Holz ein natürlich gewachsenes Material ist, weisen die Jahresringe und die verschiedenen Gewebe und Zellarten große Unterschiede in deren Struktur und Dichte auf. Die Struktur des Baumes ist für die am Baum auftretenden Belastungen und Einwirkungen optimal angepasst. Die Holzmerkmale oder auch Holzfehler die im Aufbau des Holzes auftreten können, sind die Reaktionen des lebenden Baumes auf Umwelteinflüsse und Belastungen. Da Holz ein natürlicher Werkstoff ist, können die Eigenschaften nur durch Sortierung gesteuert werden. Im Holzbau liegt der Fokus in der Sortierung auf einheitlichen mechanischen Eigenschaften. Es wird zwischen visueller und maschineller Sortierung unterschieden. [4]

2-2.1 PHYSIKALISCHE EIGENSCHAFTEN

Die im folgenden Kapitel erläuterten physikalischen Eigenschaften haben Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften und somit auf die Tragfähigkeit von druckbeanspruchten Bauteilen.

2-2.1.1 Rohdichte

Holz ist ein kapillar poröser, quellfähiger Stoff. Infolgedessen muss zwischen der Darrdichte und der Rohdichte unterschieden werden. Die Rohdichte wird für einen bestimmten Feuchtegehalt (üblicherweise 12 %) ermittelt. Für die mechanischen Eigenschaften ist die Rohdichte ein wichtiger Parameter, da sie angibt, wie viel Holzmasse je Volumeinheit ein Stoff aufweist. Die Rohdichte ist auch ein guter Indikator für Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften. Für Holzwerkstoffe ist die Rohdichte in Abhängigkeit des Klebstoffanteils höher als die Rohdichte von Vollholz. [3] [4]

$$\rho_u = \frac{m_u}{V_u} \quad (2.1)$$

Dabei sind:

- m_u Masse des feuchten Holzes mit u Feuchtegehalt [kg]
- V_u Volumen des trockenen Holzes mit u Feuchtegehalt [m³]
- u Feuchtegehalt [%]

2-2.1.2 Feuchte

Holz ist auch ein hygroskopischer Werkstoff und hat einen Porenanteil von ca. 50-60 %. Ein kapillarporöserer Stoff absorbiert Wasser aus der Luft und kann flüssiges Wasser oder andere Flüssigkeiten durch kapillare Transportsysteme aufnehmen. Die Ausgleichsfeuchte ist bei Holzwerkstoffen etwas geringer als bei Vollholz. Die Aufnahme und Abgabe von Wasser verursacht ein Quellen und Schwinden des Holzes. Die Quell- und Schwindwerte sind in tangentialer Richtung am höchsten und in Faserrichtung am geringsten. Das Quell- und Schwindverhalten verursacht bei verhinderter Verformung Zwangsspannungen im Bauteil. [3] [4]

Die Feuchte des Holzes beeinflusst dessen mechanische Eigenschaften. Eine Feuchtezunahme bewirkt eine Reduktion der Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften. Einerseits wird dieser Effekt durch das Quellen der Zellwand hervorgerufen, da weniger Zellwand pro Flächeneinheit zur Verfügung steht. Den größeren Einfluss hat jedoch das Wasser, welches in die Zellwand eindringt und damit die Wasserstoffverbindungen schwächt, durch die die Zellwand zusammengehalten wird. Die Druckfestigkeit reagiert deshalb empfindlich auf Feuchteänderung, da die feuchteempfindlichen Wasserstoffverbindungen beim Ausknicken der Holzfasern eine wichtige Rolle spielen. Für die Zugfestigkeit spielt der Feuchtegehalt nur eine untergeordnete Rolle. Die Holzfeuchte kann direkt (z.B. Darrtrocknen) oder indirekt (z.B. elektrische Leitfähigkeit) bestimmt werden. Der Feuchtegehalt wird berechnet aus dem Verhältnis von der Masse des Wassers zur Masse des trockenen Holzes. [3] [4]

$$u = \frac{m_u - m_0}{m_0} \cdot 100 \quad [\%] \quad (2.2)$$

Dabei sind:

- m_t Masse des feuchten Holzes [g]
- m_0 Masse des trockenen Holzes [g]
- u Feuchtegehalt [%]

2-2.2 MECHANISCHE EIGENSCHAFTEN

Als mechanische Eigenschaft wird das Verhalten eines Werkstoffes gegenüber einer äußeren Beanspruchung bezeichnet. Die mechanischen Eigenschaften von Holz hängen von der Beanspruchungsart (Biegung, Zug, Druck, Schub), der Beanspruchungsrichtung bezogen auf den Faserverlauf, der Holzfeuchte, der Lasteinwirkungsdauer, der Beanspruchungshäufigkeit, der Temperatur und der Bauteilgröße ab. Der Einfluss der Anisotropie auf die mechanischen Eigenschaften ist sehr ausgeprägt. Die Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften quer zur Faserrichtung sind im Gegensatz zur Längsrichtung deutlich geringer. Die Querzugfestigkeit beträgt beispielsweise nur 5 bis 10 % der Längszugfestigkeit. [4]

2-2.2.1 Druck und Zug

Holz zeigt unter Zug parallel zur Faserrichtung ein nahezu linear-elastisches Verhalten bis zum Spröbruch. Das Versagen tritt häufig an Astgruppen oder einer Schrägfasrigkeit auf. Bei Holzbauteilen unter Zug ist ein signifikanter Größeneffekt festzustellen, was bedeutet, dass die Zugfestigkeit bei zunehmendem Volumen sinkt. Dieses Verhalten kann durch die Weakest-Link-Theorie von Weibull erklärt werden. Die Zugfestigkeit von fehlerfreien Kleinproben liegt im Vergleich zu der Zugfestigkeit der einzelnen Holzfasern, nur mehr bei einem Drittel. Die Zugfestigkeit für fehlerfreies Holz parallel zur Faser ist deutlich höher als die Druckfestigkeit. Für Bauholz mit einer Holzfeuchte entsprechend der Nutzungsklasse 1 gilt genau das Gegenteil. Die geringe Zugfestigkeit wird verursacht, da es im Bereich von Ästen zu örtlichen Faserabweichungen kommt und somit Spannungen rechtwinklig zur Faser erzeugt werden. [4]

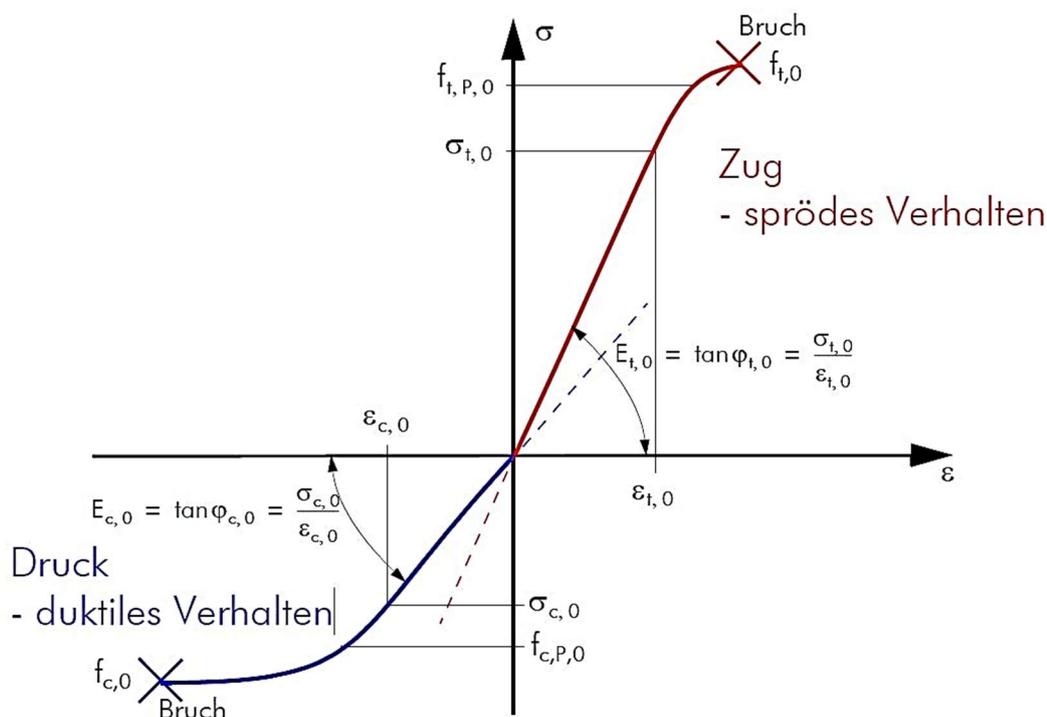


Abbildung 2-4: Spannungs-Dehnungsbeziehung für „fehlerfreies“ Holz [3]

Unter Druck zeigt Holz parallel zur Faserrichtung ein deutliches nicht lineares Materialverhalten. Bis zur Proportionalitätsgrenze kann ein linear-elastisches Verhalten angenommen werden. Die Steifigkeit wird reduziert, wenn die Belastung über die Proportionalitätsgrenze gesteigert wird und es tritt ein duktileres Versagen ein. Bei Druckbeanspruchung parallel zur Faser entziehen sich nach und nach die Holzfasern bis die maximale Kraft erreicht ist und das Versagen eintritt. [4]

2-2.2.2 Biegung

Für Biegebeanspruchung ist normalerweise die Biegezugfestigkeit maßgebend und es wird von einem linear elastischen Materialverhalten ausgegangen. Die Zugfestigkeit wird maßgebend, da bei Holzfehlern (z. B. Äste) lokale und globale Faserneigungen auftreten. Bei Laststeigerung kommt es zu einem spröden Versagen des Zugbereichs. Zu diesem Zeitpunkt ist das Biegedruckpotenzial in der Regel noch nicht ausgeschöpft. Die Annahme eines linear-elastischen Materialverhaltens ist nur zutreffend, solange die Druckspannungen unter der Proportionalitätsgrenze liegen. Steigt die Beanspruchung auf der Biegedruckseite über die Proportionalitätsgrenze hinaus, reduziert sich die Steifigkeit und es entstehen plastische Verformungen. Es kommt zu einer Verschiebung der neutralen Faser in Richtung Zugseite und somit zu einer progressiven Steigerung der Verformungen. [3]

2-3 BUCHE

Im nachfolgendem werden die wichtigsten Merkmale des Aufbaus der Holzart Buche zusammengefasst und die physikalischen und mechanischen Eigenschaften, wie sie in der Literatur [7] zu finden sind, dargestellt. Die angegebenen mechanischen Eigenschaften von Buche gelten für Vollholz und nicht für Furnier (siehe Kapitel 4-4).

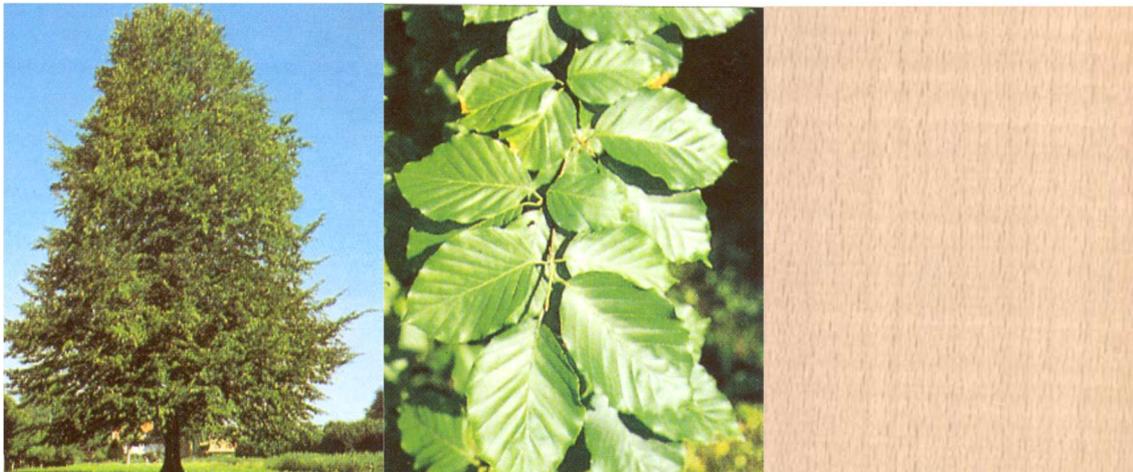


Abbildung 2-5: Baum, Blätter und Textur von Rotbuche [3]

Allgemein

Name: Buche (Rotbuche), *Fagus sylvatica* L.

Vorkommen: West-, Mittel- und Südeuropa

Baumhöhe: bis 30 m

Stammlänge: 15 bis 20 m

Stammform: zylindrisch, gerade

Rinde: in der Jugend glatt, dünn, graugrün mit hellem Schimmer, im Alter silbergrau

Farbe: gelbrötlich bis rötlich braun (wenn gedämpft), Falschkern rot bis rotbraun

Struktur

- Makroskopisch: durch porenarme Zone Jahresringgrenze und Holzstrahlen mit freiem Auge erkennbar
- Gefäße: zerstreut, einzeln und in Gruppen, zum Spätholz hin in Zahl und Größe abnehmend
- Längsparenchym: apotracheal-zerstreut
- Holzstrahlen: unregelmäßig, zwei verschiedene Größen
- Fasern: überwiegend Librifasern, geringer Anteil an Fasertracheiden, vereinzelt Gefäßtracheiden; Faserlänge 600-1300 µm

Physikalische Eigenschaften

- Darrdichte: 490-880 kg/m³
- Rohdichte: 540-910 kg/m³ (u = 12-15 %)
- Porenanteil: ~55 %
- Schwindsatz: längs: 0,3 % radial: ~5,8 % tangential: ~11,8 %

Mechanische Eigenschaften

- Druckfestigkeit: 62 N/mm²
- Biegefestigkeit: 123 N/mm²
- Zugfestigkeit: 135 N/mm²
- Querzugfestigkeit: 7,0-10,7 N/mm²
- Scherfestigkeit: 8,0 N/mm²
- E-Modul: 16000 N/mm²

KAPITEL 3: FURNIERHERSTELLUNG

In diesem Kapitel wird der Herstellungsprozess vom waldfrischen Baum bis zum fertigen Furnier erläutert. Es werden wesentliche Begriffe in Bezug auf Furnier und dessen Herstellungsprozess definiert. Zudem werden die einzelnen Herstellungsschritte sowie die unterschiedlichen Schnitttechniken zur Herstellung von Furnier erklärt.

3-1 ALLGEMEIN

Als Furniere werden dünne Blätter aus Holz bezeichnet, welche durch Schälen, Messern oder Sägen von einem Baumstamm getrennt werden. Die Furnierherstellung hat ihren Ursprung im Altertum in Ägypten. Edle Hölzer waren teuer und wurden, um diese möglichst wirtschaftlich einzusetzen zu können, in möglichst dünne Bretter zersägt. Ab dem 14. Jahrhundert wurden auch in Europa Furniere im Möbelbau eingesetzt. Bis zum 19. Jahrhundert und der industriellen Herstellung wurden Furniere ausschließlich durch Sägen hergestellt. Im Jahr 1870 wurde mit der Inbetriebnahme der ersten Schälmaschine der Grundstein für die moderne Furnierherstellung gelegt. Mitte des 20. Jahrhunderts wurde Furnier, durch den zunehmenden Einsatz von Holzwerkstoffen, zum häufigsten Oberflächenmaterial für Möbel, Türen und im Innenausbau. Eine genaue Behandlung der geschichtlichen Entwicklung des Furniers findet sich in der Masterarbeit von STAUDACHER [8].

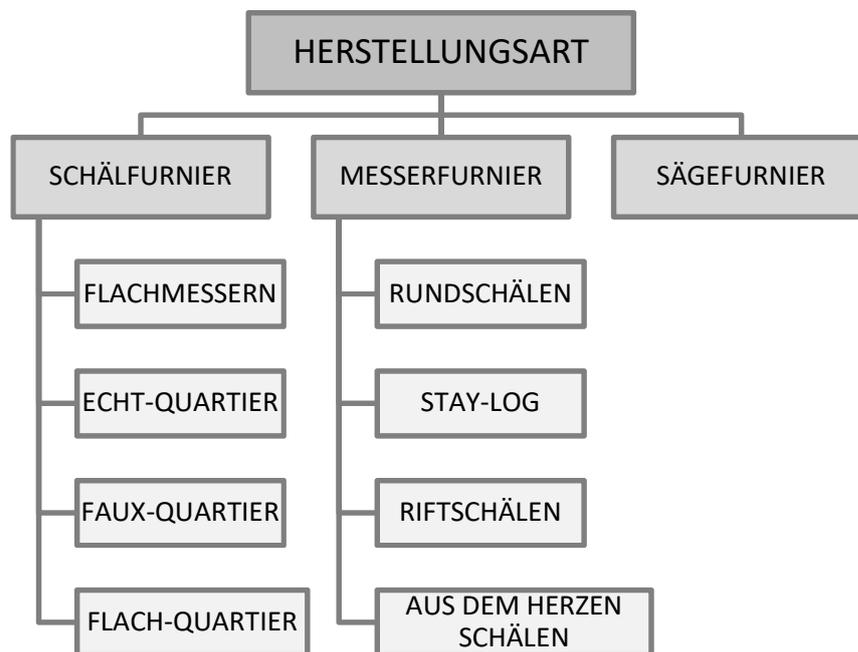


Abbildung 3-1: Einteilung von Furnier nach Herstellungsart

Furnier wird lt. DIN 68330 nach Herstellungsart und Verwendungszweck eingeteilt. Als Verwendungszweck werden die Begriffe Deckfurnier, Unterfurnier und Absperrfurnier definiert. Hochwertige Messer- und Schälurniere werden als Deckfurniere eingesetzt, darunter befinden sich Unterfurniere und Absperrfurniere, welche der Formstabilität dienen. Die Einteilung nach Herstellungsart wie in Abbildung 3-1 ersichtlich unterscheidet zwischen Schälurnier, Messerurnier und Sägefurnier (siehe Kapitel 3-2.3). [9]

3-2 HERSTELLUNG

Trotz moderner Technik ist für die Herstellung von Furnier viel Erfahrung und handwerkliches Können erforderlich, da jede Holzart individuell verarbeitet werden muss. Die Herstellung von Furnier beginnt mit der Wahl der Baumstämme. Die Baumstämme werden abgelängt, entrindet und gedämpft. Das Furnier wird durch Sägen, Messern oder Schälern, je nach Holzart, Verwendungszweck oder der geforderten Güte, hergestellt. Für Produkte im Bauwesen wird größtenteils Schälernfurnier verwendet, da diese Herstellungsmethode sehr zeiteffizient und der Schnittverlust am geringsten ist. Nach dem Furnierzuschnitt wird das nasse Furnier getrocknet und abschließend nach Qualitätskriterien sortiert. In Abbildung 3-2 ist der Ablauf der Herstellung von Furnier dargestellt. Im Folgendem wird ein Überblick über die wichtigsten Herstellungsschritte von Furnier gegeben.

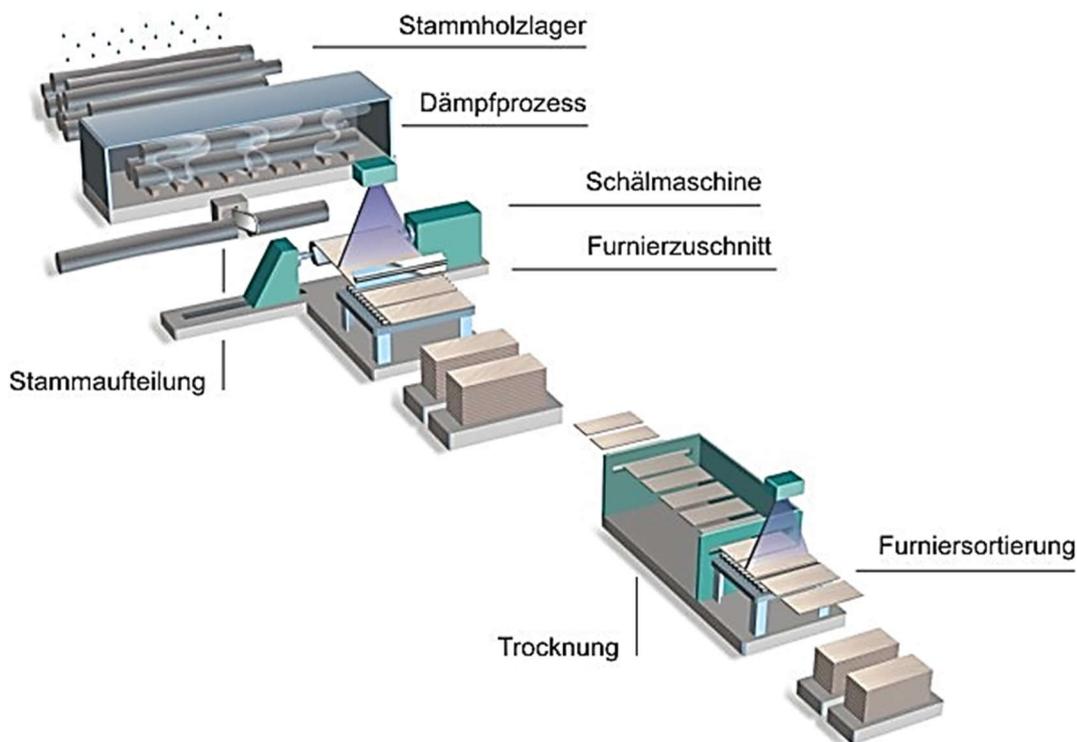


Abbildung 3-2: Herstellung von Furnier [10]

3-2.1 ROHSTOFF HOLZ

Die Bäume werden bereits im Wald begutachtet und auf deren Qualität untersucht. Ob ein Baumstamm sich für die Herstellung von Furnier eignet hängt von diversen Faktoren ab. Es werden die Schäftigkeit, Dimensionen, Farbe, Struktur und sichtbare Wuchsmerkmale wie Äste, Fäulnis, Herz- und Spannungsrisse beachtet. Für die Furnierherstellung werden nur gerade Stämme mit einem bestimmten Mindestdurchmesser ausgewählt. Es dürfen keine Stämme mit Zwiesel, Drehwuchs oder verkerntes Holz verwendet werden. Als Zwiesel werden Bäume bezeichnet, bei denen sich anstelle von einem Stamm zwei Stämme ausbilden. Bei den meisten Bäumen verlaufen die Fasern nicht parallel zum Mark, sondern sind spiralförmig gewunden, dies wird als Drehwuchs bezeichnet. Nicht alle Holzarten neigen gleich stark zum Drehwuchs. [10] [11]

3-2.2 DÄMPFEN ODER KOCHEN

Vor dem Dämpfen oder Kochen werden die Stämme auf die benötigte Länge abgeschnitten und entrindet. Durch das Entrinden werden Fremdmaterialien wie Erde, Steine und Metall entfernt. Diese Fremdmaterialien würden bei der weiteren Bearbeitung die Messer beschädigen. Nur sehr wenige

Holzarten lassen sich grün (waldfrisch) messern oder schälen. Für die weitere Bearbeitung muss das Holz gedämpft oder gekocht und somit schneid- und schälfähig gemacht werden. Die Dämpf- bzw. Kochtemperatur ist abhängig von der Rohdichte des Holzes. Leichte und somit auch weiche Hölzer lassen sich beispielsweise schon bei Raumtemperatur messern oder schälen. Je nach Holzart und dem gewünschten Farbton variiert die Dämpfdauer zwischen wenigen Stunden bis zu mehreren Tagen. Die Dämpf- bzw. Kochtemperaturen sowie die Dämpf- bzw. Kochdauer schwanken in der Literatur und in Praxis außerordentlich. Die Dämpfdauer ist vom Stammdurchmesser abhängig, da die Außentemperatur auch im Holzinneren erreicht werden muss. Becker gibt für Buchenfurnier eine Dämpf- bzw. Kochtemperatur von ungefähr 80 °C und eine Dämpfdauer von 48 Stunden an. Davor findet eine Aufheiz- und danach eine Abkühlphase von jeweils 24 Stunden statt. Die Zellen und Fasern des Holzes werden durch den Dämpfprozess wassergesättigt und es werden innere Wuchsspannungen abgebaut. Durch ein sanftes, computergesteuertes Dämpfen können Farbänderungen verhindert werden. Bei einer Verlängerung des Dampfprozesses kann z.B. bei Buche eine rötliche Verfärbung auftreten. Bei Hölzern, welche ihre Farbe nicht verändern sollen, wird die Plastifizierung durch kaltes Wasser erreicht. [12] [10]



Abbildung 3-3: Entrinden und Ablängen (links) [13]; Dämpfbecken (rechts) [14]

3-2.3 HERSTELLUNGSTECHNIKEN

Es wird zwischen drei Herstellungstechniken unterschieden: Schälen, Messern und Sägen. Schälen ist die häufigste Herstellungsmethode, da diese sehr zeiteffizient und der Schnittverlust am geringsten ist. Einer der Vorteile von Schäl-furnier ist, dass das juvenile Holz meist nicht verarbeitet wird und am Reststamm bleibt. Es werden jene Edelfurniere gesägt, welche durch den Dämpfprozess ihre Farbe verändern würden. Diese Herstellungsart ist durch den hohen Schnittverlust sehr teuer. [10]

Schälen

Die Schäl-furnierherstellung mittels Hochleistungskameras, elektronischer Bildbearbeitung und Schnittoptimierung entspricht dem Stand der Technik. Bei der Schäl-furnierherstellung wird zu Beginn der Baumstamm mit Laserkameras digitalisiert und zentriert. Anschließend wird mit einem Messer und einer Druckleiste (siehe Kapitel 4-4) ein Endlosband von Furnier hergestellt. Die Breite wird durch die Messerbreite (ca. 400-4500 mm) definiert. Die Länge des Furnierbandes ist sowohl vom Durchmesser (ca. 500-2000 mm) des Stammes als auch von der Dicke des herzustellenden Furniers abhängig. Aufgrund des Drehwuchs verlaufen die Fasern nicht parallel, sondern leicht spiralförmig um die Stabachse. Beim herkömmlichen Zuschnitt werden die Furniere immer 90° zur Schälrichtung des Furnierbandes geschnitten. Dabei wird jedoch nicht der individuelle Faserverlauf berücksichtigt. Bei den so entstandenen Furnieren verläuft die Faserrichtung somit nicht parallel zur Schnittkante, wodurch es zum windschiefen Verzug bei den fertigen Formteilen kommen kann. Bei einer Feuchteänderung tritt in faserparallelem Furnier eine gleichmäßige Spannungsänderung auf, somit kommt es zu keinem Verzug im später hergestellten Formteil. [10]

Allgemein wird beim Schälen der Stamm bewegt und das Abschneiden erfolgt während der Drehbewegung. Als Rundschälen wird das Verarbeiten eines runden Stammes verstanden. Dabei wird der Stamm an der

Mittelachse eingespannt. Beim Stay-Log-Schälen wird ein halbiertes Stamm geschält. Es wird die Kernseite auf der Drehbalken befestigt und es entsteht eine exzentrische Drehbewegung des Blockes. Dabei werden die Jahresringe in einem sehr flachen Winkel geschnitten. Beim Riftschälen wird der Stamm geviertelt und an einer Seite auf dem Drehbalken befestigt, wobei auch hier eine exzentrische Drehbewegung entsteht. Bei der Schältechnik „Aus-dem-Herzen“-Schälen wird der Stamm entweder gedrittelt oder geviertelt. Der Block wird mit der Kernseite zum Messer gewandt auf den Drehbalken gespannt. Es wird von innen herausgeschält, somit können breitere Furnierblätter hergestellt werden. In Abbildung 3-4 sind die vier Schältechniken dargestellt. [9] [12]

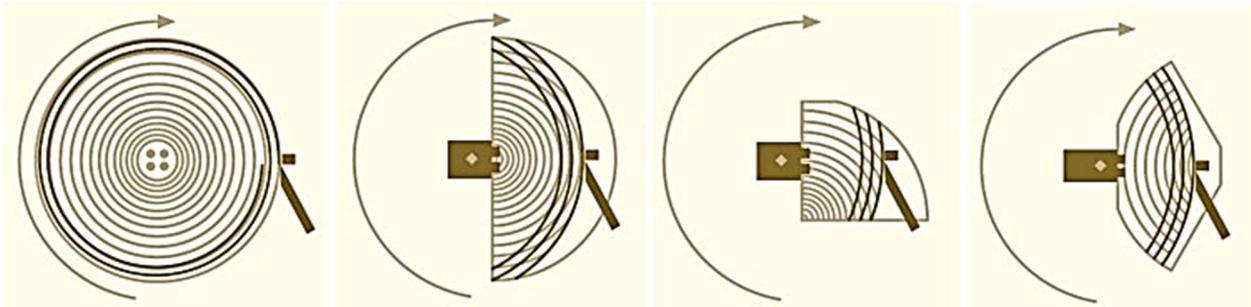


Abbildung 3-4: Schältechniken (von links nach rechts): Rundschälen, Stay-Log-Schälen, Riftschälen, Aus-dem-Herzen-Schälen [13]

Messern

Messerfurniere werden eingesetzt, wenn besondere Anforderungen an das Furnierbild gestellt werden. Wie bei der Schäl furnierherstellung, wird auch beim Messerfurnier der Stamm durch Dämpfen erweicht und schneidfähig gemacht. Beim Messern wird ein Holzblock horizontal oder vertikal gegen ein Messer bewegt und somit ein Furnierblatt vom Furnierblock geschnitten. Die Furniermessermaschine wird für Hölzer mit einer Breite von ca. 450 bis 1500 mm und einer Länge von ca. 600 bis 5100 mm ausgeführt. Es wird zwischen Längs- und Quermessern unterschieden (siehe Abbildung 4-12), wobei die Messerführung dabei parallel oder senkrecht zur Faserrichtung verläuft. Beim Längsmessern werden Furniere parallel zur Faser geschnitten, wodurch eine gute Oberflächenqualität erzielt werden kann. Mittels Längsmessern können Furniere mit einer Breite bis zu 350 mm und mehr hergestellt werden. Die Länge wird durch die Baumstammlänge begrenzt. Es können Dicken von ca. 0,3 mm bis 13 mm hergestellt werden. Beim Quermessern können durch die jeweilige Schnitttechnik (siehe Abbildung 3-5) bestimmte Furnierbilder erzeugt werden. Die vier Quermessertechniken werden als Flachmessern, Echt-Quartier-Messern, Faux-Quartier-Messern und Flach-Quartier-Messern bezeichnet. [9] [10] [12]

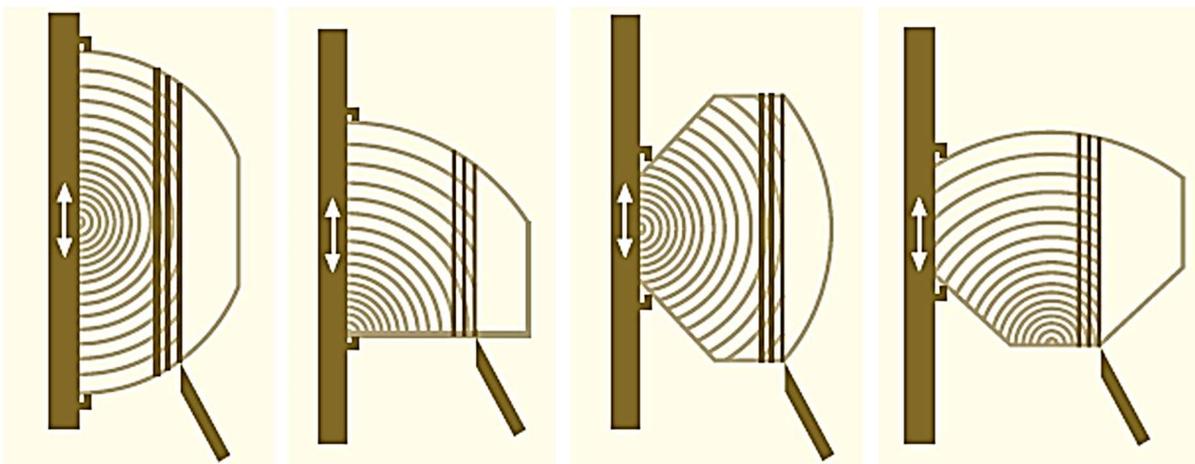


Abbildung 3-5: Schnitttechniken (von links nach rechts): Flachmessern, Echt-Quartier-Messern, Faux-Quartier-Messern, Flach-Quartier-Messern [13]

Beim Flachmessern wird ein halbiertes Stamm von der Außenseite gemessert, welcher mit der Kernseite auf dem Messertisch befestigt wird. Zu Beginn werden die Jahresringe bei dieser Herstellungsmethode in einem sehr flachen Winkel angeschnitten. Je weiter der Schnitt an die Stammmitte herankommt, umso mehr werden die Jahresringe im rechten Winkel angeschnitten. Als Faux-Quartier-Messern wird das Messern eines geviertelten Stammes bezeichnet. Die Schnittkanten stehen normal zueinander. Der Block wird zu einer dieser Seiten parallel gemessert. Wie auch beim Flachmessern werden die Jahresringe zu Beginn in einem sehr flachen Winkel gemessert und nähern sich in weiterer Folge immer mehr dem rechten Winkel an. Beim Echt-Quartier-Messer wird der Stamm ebenfalls geviertelt. Dabei werden die Jahresringe im rechten Winkel geschnitten. Das Flach-Quartier-Messer ähnelt sehr dem Flachmessern, mit dem Unterschied, dass auch hier ein geviertelter Stamm gemessert wird. [10]

Sägen

Das Sägen ist die älteste Herstellungsmethode für Furnier. Mit Hilfe von einem Furniergatter oder einer Furnierkreissäge werden Furniere hergestellt, dabei kann es zu Verlusten von bis zu 50 % kommen. Furniere müssen nicht für den Sägeprozess plastifizieren, wodurch es zu keiner Farbänderung kommt. Dies ist vor allem für Harthölzer, welche sich durch Messern nur schwer zu Furnier verarbeiten lassen, wichtig. Es können Furniere mit einer Dicke von etwa 1,2 mm bis 2,5 mm hergestellt werden. Diese Herstellungsmethode ist vor allem im Möbelbau, für sogenannte Edelfurniere, von Bedeutung. [9]

3-2.4 TROCKNEN UND GLÄTTEN

Eine Hochleistungskamera mit elektronischer Bildverarbeitung scannt mit einer Geschwindigkeit von bis zu 150 m/min das Furnier und es wird eine Schnittoptimierung durchgeführt. Fehlstellen oder auch Wuchsmerkmale, wie z.B. Äste, Farb Flecken, Wimmerwuchs und Risse, können herausgeschnitten werden. Nach dem Schneidvorgang müssen die Furniere getrocknet werden, da das Furnier durch den Dämpfprozess wassergesättigt ist. Die Trocknung erfolgt in den meisten Fällen in einem Bandtrockner, wobei die Trocknungsdauer abhängig von der Furnierdicke und der Holzart ist. Das Furnier wird mit Heißluft zwischen 60°C bis 180°C getrocknet, um die gewünschte Endfeuchte zwischen 6 % und 12 % zu erreichen. Der Dichteunterschied innerhalb eines Furnierblattes führt zum Welligwerden. Deshalb müssen die Furniere für die weitere Verarbeitung geglättet werden. Das Glätten der Furniere wird ebenfalls im Bandtrockner durchgeführt. Die Bandtrockner haben zu diesem Zweck zusätzliche Walzen, welche Druck ausüben und so das Furnier ebenen. Buche ist ein stark welliges Furnier und muss gegebenenfalls durch Pressen zusätzlich geglättet werden. [9] [10]

KAPITEL 4: FORMGEBUNG

In diesem Kapitel wird das Biegen von Vollholz, welches die Grundlage für das Umformen von Furnier ist, erklärt. Die Umformarten Formpressen mittels Matrize und Patrize, Formpressen mit starrer Form und elastischer Gegenform und die Wickelformung werden vorgestellt und der Einfluss von Biegerichtung und Mikrorissen auf das Umformverhalten von Furnier wird erklärt. Zudem wird der Begriff der Rückstellverformung definiert und mögliche Einflussfaktoren erläutert.

4-1 BIEGEN VON VOLLHOLZ

Die Grundlage für das Biegen von Furnier ist das Biegen von Vollholz. Schon seit dem Altertum wurde Holz für die Herstellung von Körben aus Weiden, sowie für den Bau von Booten gebogen. Es wurde schon früh erkannt, dass sich feuchtes Holz über dem Feuer leichter biegen lässt. Später, durch die Entwicklung von Holzbearbeitungsmaschinen wie z.B. Bandsägen, konnten große Biegeteile und auch sehr kleine Krümmungsradien durch Heraussägen aus einem großen Brett hergestellt werden. Nachteil dieser Herstellungsart ist, dass nur in kleinen Teilen der gekrümmten Holzteile die Fasern parallel zu den Tangenten an der Krümmung verlaufen. Der Großteil der Fasern verläuft schräg oder sogar senkrecht. Da die Festigkeitseigenschaften quer zur Faser deutlich geringer sind, führt dies zu einer signifikanten Verringerung der Tragfähigkeit dieser Bauteile. Durch das Sägen entsteht ein erheblicher Schnittverlust und eine sorgfältige Sortierung des Holzes ist notwendig. Die spanlose Formgebung dagegen ist verlustlos und folglich materialsparend. [12]

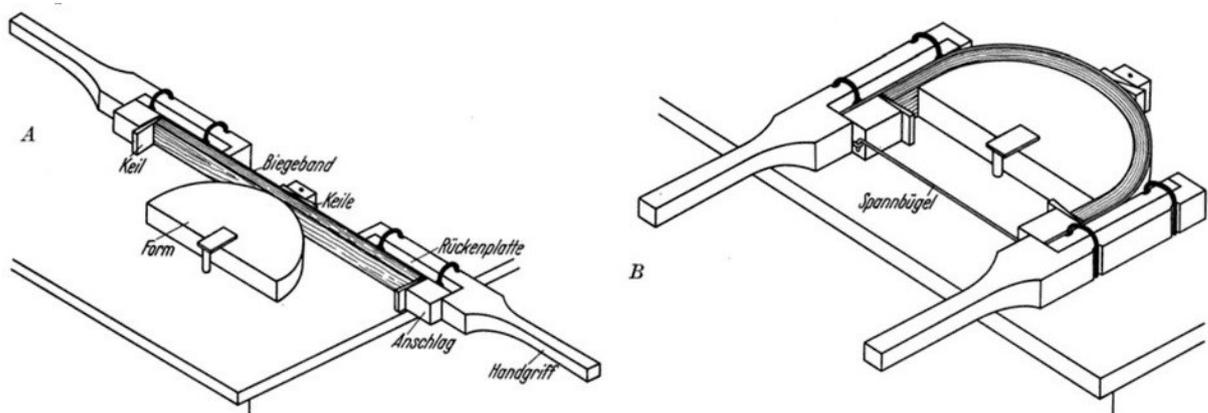


Abbildung 4-1: Biegen von Vollholz mittels Zugband (Thonet-Verfahren) [15]

Die alte Handwerkskunst des Biegens wurde über die Jahrhunderte kaum verändert, erst Michael Thonet gelang es eine neue Biegetechnik zu entwickeln. Das Heißbiegen mit Biegeband wird auch das Thonet-Verfahren genannt und wurde von dem Möbeltischler Michael Thonet erfunden, welcher jahrelang nach einer Möglichkeit suchte, gebogene Möbelteile aus Holz herzustellen. Bei zu kleinen Krümmungsradien kam es immer wieder zu Brüchen an der konvexen Seite, während die gestauchten Fasern an der konkaven Seite keine Schädigungen aufwiesen. Thonet brachte daraufhin ein Stahlband auf der Zugseite des zu biegenden Holzteils an, womit sich die Fasern nur mehr um die geringen Dehnungen des Stahlbands verlängern konnten. Um in diesem Zustand eine Biegung zu erhalten, muss sich der größte Teil der Holzfasern des Biegeteils stauchen und die neutrale Faser wird an den konvexen Rand verschoben. Die Abbildung 4-1 zeigt wie eine einfache Biegung von Hand mittels einer geeigneten Vorrichtung ausgeführt werden kann. In weiterer Folge entwickelte sich das Biegen und Formpressen von Lagenhölzern. Dabei wurden mehrere dünne Holzlamellen gleichzeitig gebogen und verleimt. Die Biegetechnik wurde während

und nach dem zweiten Weltkrieg stark gefördert, da sie große Anwendung im Flugzeug- und Schiffbau fand (siehe Kapitel 5-2.1). Erste Anwendung fand die spanlose Formgebung dünner Furniere aus edlem Holz beim Aufleimen auf Blindhölzern im Möbel-, Behälterbau oder bei Innenausstattungen. Seit der Entwicklung von hydraulischen Heißpressen und Kunstharzleimen wird das Formpressen von Furnieren zu Sperr- und Schichtholzerzeugnissen als mögliche Alternative zu Metallen und Kunststoffen betrachtet. [12]

Holz lässt sich im trockenen Zustand ohne Vorbehandlung nur in geringem Ausmaß biegen. Dies liegt an der geringen Bruchdehnung des Holzes bei Zugbeanspruchung. Für die Biegetechnik ist essentiell, dass sich das Holz unterschiedlich bei Druck und Zug verhält. Dieses elastische und plastische Verhalten wird durch die Holzstruktur verursacht (siehe Kapitel 2-2). Die Eigenschaften von Holz werden während des Biegevorgangs verändert. Auf der Druckseite kommt es durch die Biegung zu einer Stauchung der Zellstruktur. Die Stauchung bewirkt eine Zunahme der Wichte, kleine Schubrisse und Knickstellen in den Fasern sowie die Lockerung des Querverbandes im Fasergewebe. Da Holz ein spröder Werkstoff ist können sich große Formänderungen nicht einstellen, jedoch werden Spannungen durch die behinderte Verformung hervorgerufen. Je größer das Formänderungsvermögen des Holzes ist desto geringer ist die Gefahr, dass die Spannungen eine kritische Höhe annehmen. Dadurch wurden die Wahl der Holzart und der Vorbehandlung für den Erfolg des Biegeprozesses wesentlich. Allgemein sind Laubhölzer besser für den Biegeprozess geeignet als Nadelhölzer. Dies lässt sich durch den sprunghaften Wechsel der mechanischen Eigenschaften zwischen Früh- und Spätholz bei Nadelholz erklären. Als „vorzügliche“ Biegehölzer nennt Kollmann Rotbuche, Esche, Hickory und Rüster bzw. gut eigenen sich auch Ahorn, Birke, Robinie, Kirsche, Haselnuss und Eiche. [12]

Vor dem Biegen wird das Holz durch Behandlung mit Wasserdampf oder Heißwasser, im elektrischen hochfrequenten Wechselfeld oder durch Chemikalien plastisch und formbar gemacht. Gewöhnlich wird die notwendige Plastizität durch Dämpfen erreicht. Großen Einfluss haben beim Dämpfprozess die Dampfzeit und der Dampfdruck. Steigen diese beiden Faktoren an kommt es im Holz zu chemischen Reaktionen. Die Vorbehandlung soll Biegefehler vermeiden. Nach dem Biegeprozess wird das Holz abgekühlt und getrocknet, dadurch verliert es die Plastizität und Formbarkeit und es bleibt in der verliehenen Form. [12]

4-2 UMFORMUNGSARTEN VON FURNIER

Seit dem Beginn der industriellen Erzeugung von Furnieren bildete sich immer mehr die spanlose Holzformungstechnik aus. Durch die Entwicklung von hydraulischen Heißpressen und dem Aufkommen von Kunstharzleimen, sowie den Fortschritten in der Verarbeitungstechnik entwickelte sich das Formpressen von Furnieren zu Sperr- und Schichtholzerzeugnissen und das Wickeln von Furnieren zu Hohlformen aller Art. [16]

Furniere lassen sich leicht und bruchfrei bei verhältnismäßig kleinen Krümmungsradien biegen, jedoch kehren sie durch ihre elastischen Eigenschaften nach dem Biegevorgang in ihre ursprüngliche Form zurück. Deshalb ist es notwendig, die Biegeform entweder durch eine sekundäre Struktur oder durch Verleimen von mehreren Furnierlagen während des Biegeprozesses zu sichern. Die Furniere unterliegen während des Biegevorgangs keinem Zwang und jede einzelne Furnierschicht kann sich entsprechend dem Krümmungsradius verformen. Nach dem Erhärten des Klebstoffes sind keine Relativverschiebungen zwischen den Furnierlagen möglich, wodurch die gebogene Form erhalten bleibt. [12]

Das Formpressen ist eine Möglichkeit der Herstellung von gekrümmten Holzernzeugnissen und unterscheidet sich vom Holzbiegen durch die Verarbeitung von Furnieren oder dünnen Holzstreifen im kalten und meist lufttrockenen Zustand, ohne vorheriges Dämpfen oder Kochen, der gegenseitigen Verleimung zur gewünschten Form und durch Erhitzung und Pressung. Es wird auf mehrere Furnierlagen Klebstoff aufgetragen und diese werden entweder parallel oder abwechselnd in einem bestimmten Winkel zur Faserrichtung in eine Form gepresst. Das Formpressen ermöglicht bei großen Lagenanzahlen auch die Verwendung von kurzen oder qualitativ minderen Furnieren in den Mittellagen und es können viel kleinere Krümmungsradien bei großer Dicke des Formerzeugnisses im Vergleich zu Vollholz erzielt werden. [16]

Durch die Beheizung der Pressform kommt es zum schnelleren Abbinden des Leims als vergleichsweise bei Kaltverleimung. Dabei erwärmt sich das Formerzeugnis von der äußeren Furnierschicht nach innen,

wodurch die Abbindezeit von der Stärke des Formteils abhängig ist. Bei geringer herzustellender Stückzahl können Pressformen aus Holz mit Heizplatten verwendet werden. Bei hohen Stückzahlen oder komplexen Formen werden Vollaluminium- oder Stahlwerkzeuge verwendet, welche direkt mit Hilfe von Heißwasser oder Thermoöl beheizt werden. Eine weitere Methode der Verleimung ist die Hochfrequenzverleimung. Die Formteile werden dabei nur im Bereich der Fugen in einem Kondensatorfeld, welches an einen Hochfrequenzgenerator angeschlossen ist, erwärmt. Dieses Verfahren wird vor allem bei dicken, nur leicht verformten, toleranz-unempfindlichen Formteilen eingesetzt. [10]

4-2.1 FORMPRESSEN MITTELS MATRIZE UND PATRIZE

Gewölbte Furnierschicht- oder Furniersperrholzformteile lassen sich durch Formpressen mit Hilfe von Matrize und Patrizie herstellen. Als Matrize wird die konkave und als Patrizie, die in die Matrize passende, konvexe Krümmungsfläche bezeichnet. Die Formen können aus Vollholz, Schichtholz, Stahl oder Leichtmetall hergestellt werden. Für eine geringe Anzahl von herzustellenden Formteilen werden Pressformen aus Holz verwendet, da sie billiger und leichter herzustellen sind. Pressformen aus Holz nützen sich schneller ab und es kommt dadurch zu einer unzureichenden Genauigkeit bei hohen Pressdrücken. Zudem ist die Wärmeleitfähigkeit von Holz schlechter als von Pressformen aus Metall. Aufgrund der Genauigkeit, Dauerhaftigkeit und der Möglichkeit der Beheizung werden für die Massenfertigung Pressformen aus Metall verwendet. Um einen definierten, konstanten Druck zu erzeugen werden pneumatische Spannungsvorrichtungen oder hydraulische Pressen verwendet. Der größte Nachteil bei der Verwendung von Matrize und Patrizie ist die ungleichmäßige Druckverteilung. Bei einachsigen Pressen wird keine gleichmäßige Normalspannung auf eine gekrümmte Fläche erzeugt (siehe Abbildung 4-2). Die Herstellung von Formerzeugnissen mit einachsigen Pressen werden üblicherweise bis zu einem Krümmungswinkel von 60° ausgeführt. [16]

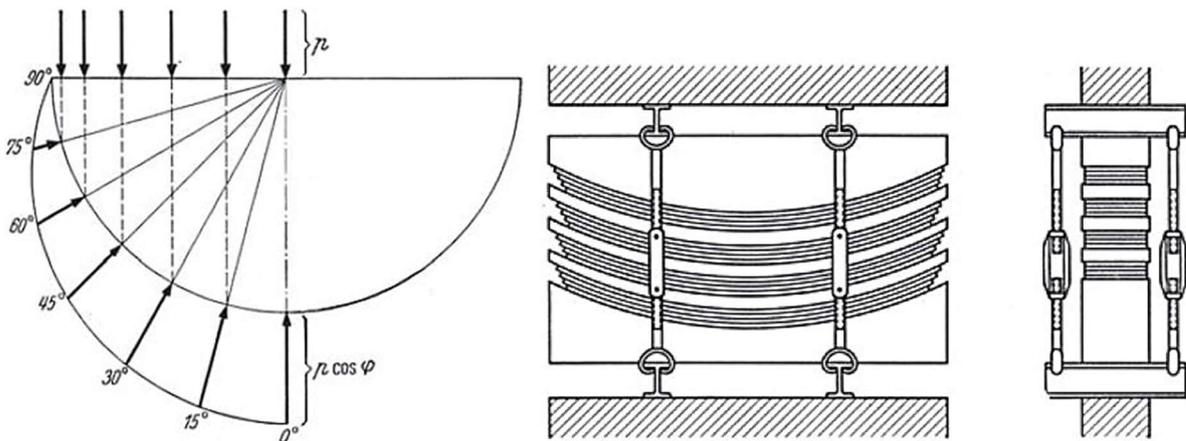


Abbildung 4-2: Druckverteilung bei senkrechtem Druck auf eine halbrunde Form (links) [12], Formpressen mit Matrize und Patrizie (rechts) [15]

BECKER [10] beschreibt die Herstellung von gepressten Formteilen mit Hilfe von ein-, drei- und mehrseitigen Pressen. Das zu verwendende Presswerkzeug ist von der Form und der Qualität des zu fertigenden Formerzeugnisses abhängig. Eine Einkolbenpresse wird für einfach verformte Furniererzeugnisse verwendet, wobei der Druck nur von einer Seite erfolgt. Kompliziertere Formteile werden, um einen ausreichenden gleichmäßigen Pressdruck auf das gesamte Werkstück aufbringen zu können, mit Dreikolbenpressen hergestellt. Geschlossene Formteile werden mit Hilfe von Vierkolbenpressen von allen Seiten gepresst. Dabei müssen die Furniere vorher auf die genaue Länge geschnitten werden.

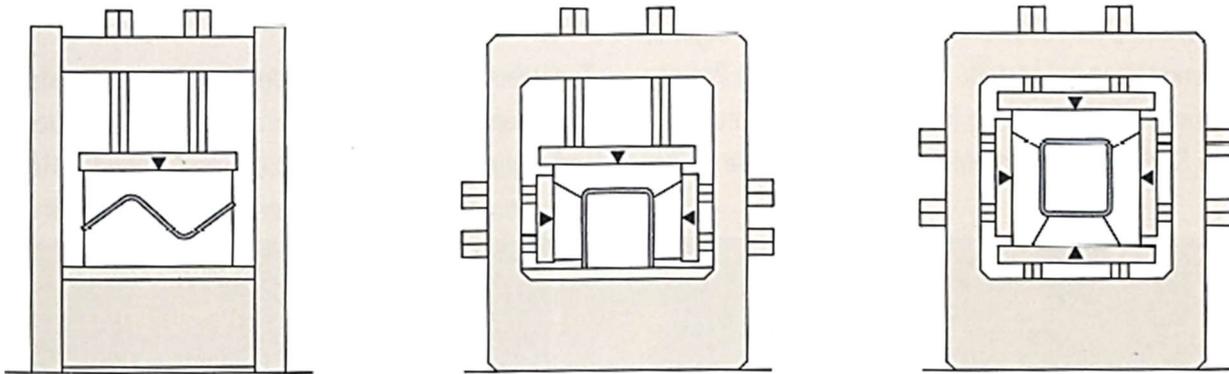


Abbildung 4-3: Einkolben-, Dreikolben- und Vierkolbenpresse [10]

4-2.2 FORMPRESSEN MIT STARRER FORM UND ELASTISCHER GEGENFORM

Abgesehen von der Schwierigkeit zwischen starren Formen einen gleichmäßigen Druck auf das Formteil zu erzeugen, besteht auch die Gefahr von Fehlern, beispielsweise wenn die Formen nicht genau genug hergestellt werden oder wenn unterschiedlich dicke Furniere verwendet werden. Um diese Probleme in der Herstellung zu lösen, wird nur eine starre Form verwendet und die Anpressung mit gleichmäßigem Druck über eine elastische Gegenform erzeugt. Grundsätzlich gibt es zwei Arten von elastischen Gegenformen, Tücher oder Schläuche bzw. Säcke. Bei Tüchern geschieht die Druckerzeugung in der Regel durch ein Vakuum. Das Vakuumverfahren wird in der Möbelindustrie angewendet. Da dieses Verfahren jedoch vom Atmosphärendruck abhängig ist, kann bei komplizierten Formen oder bestimmten Leimen nicht genug Druck erzeugt werden. Die pneumatische oder hydraulische Druckverformung wird auch als Flüssig-Druck-Formung bezeichnet, und wird in Schlauch- und Gummisack-Formung unterteilt. Es können bei dieser Technik unterschiedliche Krümmungen von Sperrholzteilen mit Hilfe eines Flüssigkeitsdruckes über eine elastisch-nachgiebige Decke bzw. Sack hergestellt werden. Diese Methode wurde sowohl für kleine Möbel aber auch für den Bau von Flugzeugzellen oder Bootsrümpfen verwendet. Im Flugzeugbau konnten mit der Flüssig-Druck-Formung Bauteile mit einem günstigen Verhältnis von Steifigkeit zu Gewicht und niefreien Oberflächen erzeugt werden. [12]

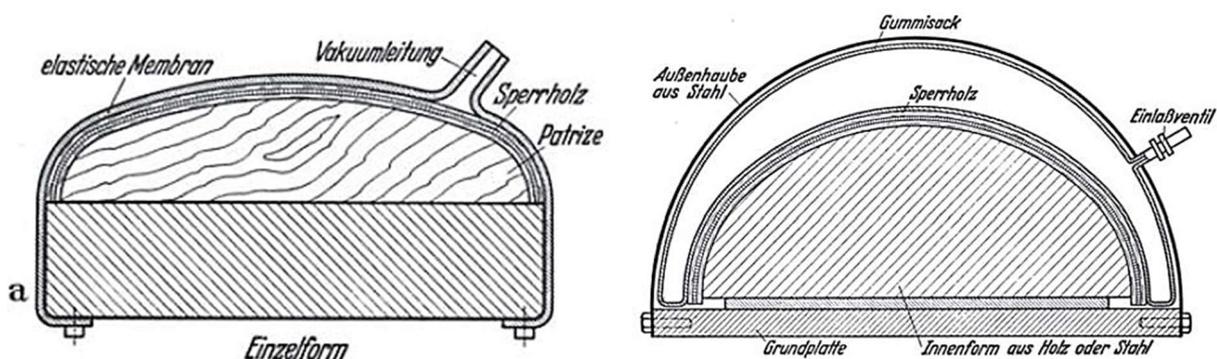


Abbildung 4-4: Vacuumsack-Verformung (links) und Gummisackverformung (rechts) [12]

4-2.3 WICKELFORMUNG

Ringe und geschlossene Biegekörper können durch das Wickeln von Furnierstreifen, welche durch Schäftungen zu einem kontinuierlichen Band verbunden sind, hergestellt werden. Durch die Furnierdicke sind die Biegeeigenschaften des Materials begrenzt. Das Holzband wird lose über eine Trommel oder Haspel gewickelt und gelangt über diesen Weg zur Biegeform. Die Form weist am Umfang einen Schlitz auf, dort wird durch Aufleimen auf eine Holzleiste das Bandende an der Wickelform befestigt. Die Form

wird auf einer Scheibe waagrecht oder senkrecht aufgespannt, die Scheibe und somit auch die Form wird manuell oder mittels Elektromotor gedreht. Das Furnierband, auf welches einseitig Klebstoff aufgetragen wurde, wird auf diese Weise um die Form gewickelt. [12]

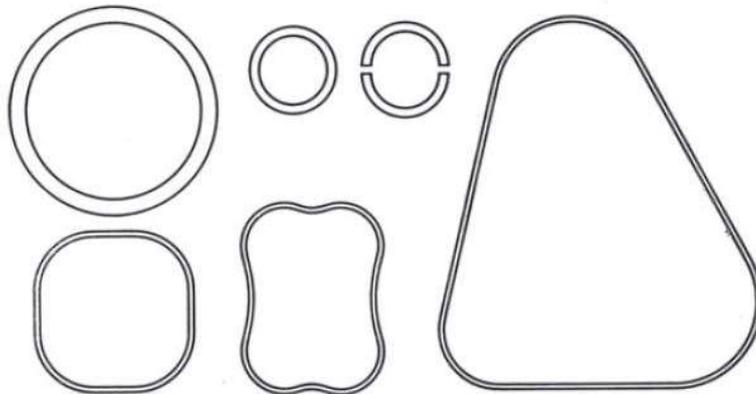


Abbildung 4-5: geschlossene Biegekörper (links); Herstellung Sperrholzfass (rechts) [12]

4-3 BIEGERICHTUNG

Furnier lässt sich aufgrund seiner geringen Dicke im Vergleich zu Vollholz mit relativ kleinen Radien biegen. Der minimale Biegeradius ist unter anderem abhängig von der Biegerichtung des Furniers. Es wird dabei unterschieden zwischen normal und parallel zur Faserrichtung (siehe Abbildung 4-6).

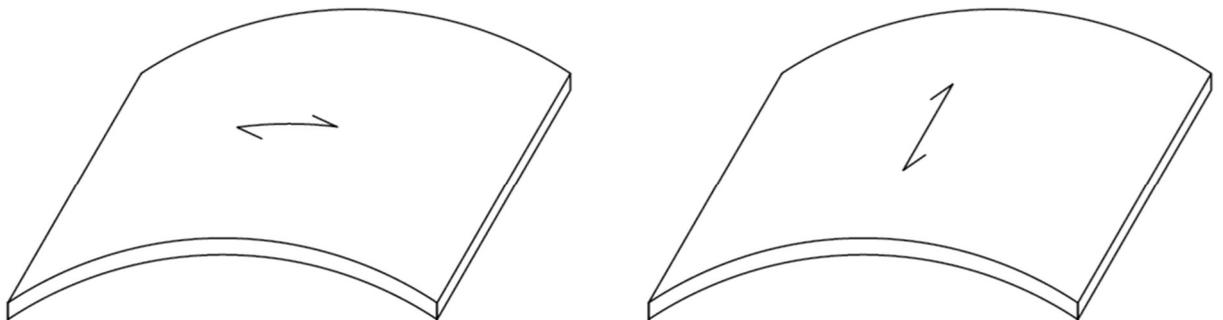


Abbildung 4-6: Definition der Biegerichtung normal (links) und parallel (rechts) zur Faserrichtung

Furnier kann in Faserrichtung Biegemomente aufnehmen. Dieses Verhalten wird durch die Zellstruktur des Holzes verursacht. Nach WAGENFÜHR [17] sind die Zellen (Fasern) bei Ahorn, Buche und Walnuss in Faserrichtung etwa 800 bis 1200 μm lang und überlappen sich bis zu einem Drittel ihrer Länge. Die Zelle kann alleine durch seine Mikrostruktur Biegemomente übertragen. Durch die Überlappung der Zellen und der dadurch entstehenden Verbindung wird dieser Effekt noch verstärkt. Hingegen verhält sich Furnier bei Biegung parallel zur Faserrichtung biegsam, das bedeutet es kann keine Biegemomente aufnehmen. Die Zellen haben einen Durchmesser von etwa 20-150 μm in radialer und tangentialer Schnittrichtung und grenzen wie Rohre aneinander, überlappen sich jedoch nicht. Es liegen mehrere Zellen übereinander, wodurch eine gewisse Biegesteifigkeit erreicht werden kann. Die Verbindung zwischen den Zellen ist nahezu flexibel und das Furnier verhält sich ähnlich wie ein textiles Material. Je dicker das Furnier ist, umso größer ist der Unterschied zwischen Biegeradius parallel und normal zur Faserrichtung. [17]

WAGENFÜHR [17] untersuchte die Formbarkeit von Ahorn-, Buchen- und Walnussfurnieren mit Dicken von 0,2 bis 0,9 mm. Bei der Prüfung wird Furnier um einen Zylinder mit unterschiedlichen Durchmessern um 180° gebogen. Der minimale Radius wird definiert als der Radius bei dem das Furnier nicht zerstört

wird. Die Faltung am Rand des Furniers durch Materialüberschuss und Risse in der Furniermitte infolge von Querzugversagen waren die wesentlichsten Versagenskriterien. Das Verhältnis des minimalen Biegeradius normal zur Faser zu dem minimalen Biegeradius parallel zur Faser ist ein Maß der Anisotropie des Holzes. Das Verhältnis der Biegeradien von Buche ist lt. Wagenführ etwa 1 zu 1, somit lässt sich Buche in beide Richtungen etwa gleich gut biegen. Das Verhältnis der Biegeradien von Furnier aus Ahorn ist etwa 2 zu 1. [17]

wood specie	veneer thickness	bending radius		ratio perpendicular : parallel
		perpendicular	parallel	
sycamore maple	0.25 mm	2.5 mm	1.5 mm	1.67 : 1
	0.4 mm	6.0 mm	3.0 mm	2.00 : 1
	0.6 mm	11.0 mm	5.0 mm	2.20 : 1
	0.8 mm	15.0 mm	7.0 mm	2.14 : 1
beech	0.25 mm	3.5 mm	3.5 mm	1.00 : 1
	0.4 mm	7.0 mm	7.5 mm	0.93 : 1
	0.6 mm	11.5 mm	12.0 mm	0.96 : 1
	0.8 mm	16.0 mm	17.0 mm	0.94 : 1
American walnut	0.25 mm	1.5 mm	1.0 mm	1.50 : 1
	0.4 mm	6.0 mm	3.5 mm	1.71 : 1
	0.6 mm	12.5 mm	7.0 mm	1.79 : 1
	0.8 mm	18.5 mm	10.5 mm	1.76 : 1

Abbildung 4-7: Biegeradius in und quer zur Faser in Abhängigkeit von der Holzart und der Furnierdicke [17]

Kohlmann gibt die in Abbildung 4-8 dargestellten Grenzwerte für den kleinsten zulässigen Krümmungsradius normal zur Faserrichtung, (nach dem *Forest Products Research Laboratory, Princes Risborough*), an. Die Werte gelten für fehlerfreie, geradfaserige Furniere, die kalt um eine Form quer zur Faser gebogen werden. Das Verformungsvermögen wird gleich wie bei Vollholz mit dem Verhältnis von Biegeradius zu Furnierdicke r/s angegeben.

Holzart	Furnierdicke s mm	Mittlere Holzfeuchtigkeit %	Kleinster Krümmungsradius r , bei dem weniger als 5% der Lamellen brachen mm	$\frac{r}{s}$
Buche (<i>Fagus sylvatica</i> L.)	3,2	13,0	112	35
Eiche (<i>Quercus robur</i> L.)	3,2	12,5	148	46
Rüster (<i>Ulmus hollandica</i> var. <i>major</i> Mill.)	3,2	13,0	99	31
Douglasie (<i>Pseudotsuga taxifolia</i> Brit.) . .	2,5	13,2	216	86
Fichte, Sitka (<i>Picea sitchensis</i> Carr.) . . .	3,2	12,5	152	48
	2,65	12,2	152	57
	2,0	12,3	92	46
Hemlock, Western (<i>Tsuga heterophylla</i> Sarg.)	2,5	13,3	135	54

Abbildung 4-8: Grenzwerte für den kleinsten zulässigen Krümmungsradius bei Furnieren (nach *Forest Products Research Laboratory, Princes Risborough*) [12]

Becker gibt die in der Abbildung 4-9 dargestellten minimalen Innenradien in Abhängigkeit der Furnierdicke für Buchensperrholz an. Zudem empfiehlt Becker eine Furnierstärke von 1,5 mm unter den Gesichtspunkten Design und Wirtschaftlichkeit, da mit dieser Furnierstärke die besten Ergebnisse in Bezug auf Formhaltigkeit der Pressprofile erzielt werden kann. [10]

Dicke	Furnier-Innenradius
0,8 mm	R 12
1,1 mm	R 15
1,5 mm	R 20
2,3 mm	R 28

Abbildung 4-9: Pressradien von Buchensperrholz bei einem Biegewinkel von 90° [10]

4-4 MIKRORISSE

Die Herstellung durch Messern oder Schälen führt zu feinen Rissen auf der dem Messer zugewandten Seite. Um diese Messerrisse oder Schälrisse zu reduzieren wird eine Druckleiste verwendet, welche vor der Messerschneide montiert wird. Die Druckleiste drückt das Holz vor der Messerschneide zusammen und wirkt so den Rissen entgegen. Zu hoher Druck führt bei Weichhölzern zu Brüchen der dünnwandigen Frühholzzellen. Die Qualität des Ergebnisses wird nicht nur durch die richtige Einstellung der Druckleiste, sondern auch von der Temperatur des Holzes, der Messerschärfe, der Schneidgeschwindigkeit und dem Schnittwinkel beeinflusst. Es erfordert viel Erfahrung bei der Furnierherstellung für die richtige Einstellung der Druckleiste. [12]

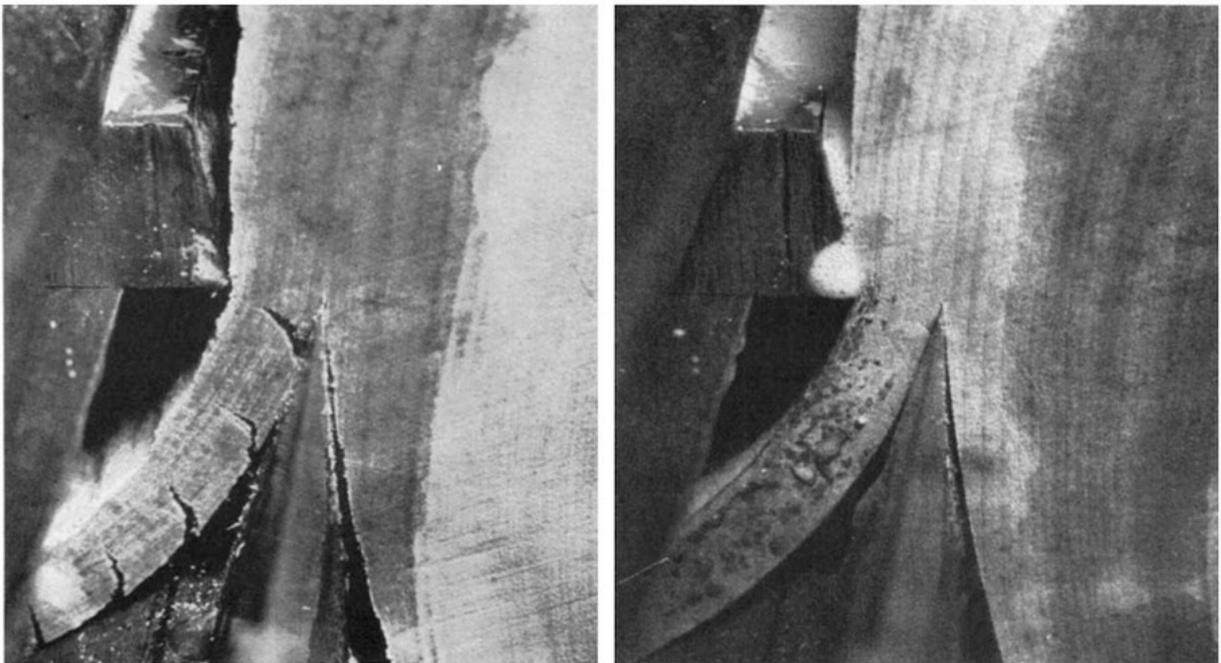


Abbildung 4-10: Herstellung ohne (links) und mit Druckleiste (rechts)

Das Furnierblatt wird stark gebogen, um den weiteren Schnitt bis zum Abtrennen des Furnierblattes vom Furnierblock gewährleisten zu können, wodurch kleine Risse auf der dem Messer zugewandten Seite entstehen. Aufgrund dieser sogenannten Mikrorisse, wird in der Praxis zwischen „offener“ (dem Messer zugewandten) und „geschlossener“ (der Druckleiste zugewandten) Furnierseite unterschieden. Diese Mikrorisse beeinflussen die physikalischen Eigenschaften und die Verarbeitungseigenschaften des Furniers, da sie eine Materialschwächung darstellen. [9]

Buchelt stellte den Einfluss der Herstellung auf die mechanischen Eigenschaften des Holzes, bei der Untersuchung von geschälten Nussbaummaserfurnier, fest. Die Kennwerte von Einzelfurnier unterschieden sich in Elastizitätsmodul, Bruchdehnung und Bruchfestigkeit von Vollholz. Infolge der Mikrorisse reduzierte sich bei Zugversuchen in Faserrichtung der Elastizitätsmodul und die Zugfestigkeit, wohingegen sich die Dehnung vergrößerte. [18]

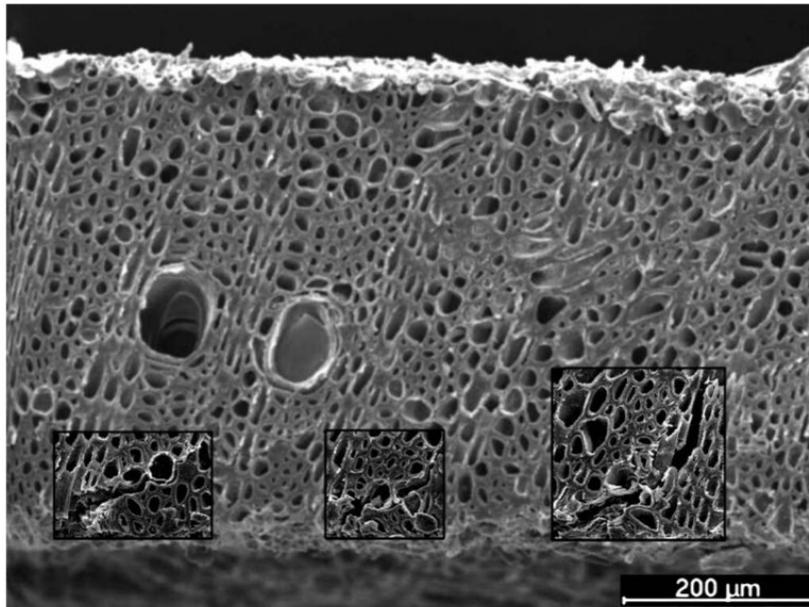


Abbildung 4-11: Mikrorisse in unterschiedlicher Tiefe in Nussbaumfurnier [18]

Die Untersuchungen von Pfriem zeigten ebenfalls den Einfluss von Messerrissen auf die mechanischen Eigenschaften. Pfriem führte Zugprüfungen mit 0,5 mm dicken längs- und quergemesserten Rotbuchenfurnieren parallel und normal zur Faserrichtung durch. [19]

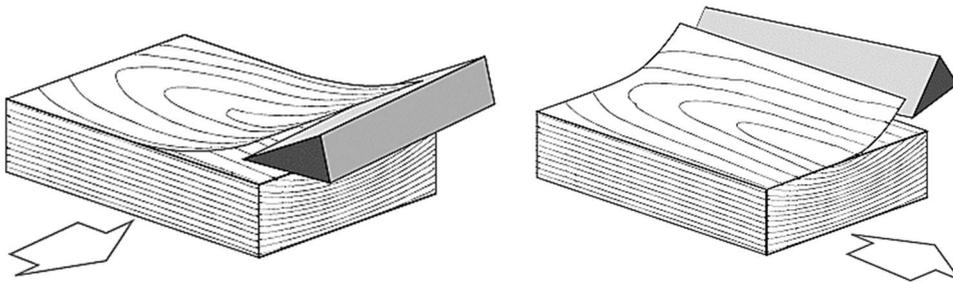


Abbildung 4-12: Längsmessern (links); Quermessern (rechts) [19]

Pfriem untersuchte die Zugfestigkeit, die Bruchdehnung und den Elastizitätsmodul normal und quer zur Faser. Die Ergebnisse der Zugprüfungen bestätigten, dass längs gemesserte Furniere eine höhere Zugfestigkeit und bessere mechanische Eigenschaften als quer gemesserte Furniere aufweisen. Die schlechteren mechanischen Eigenschaften bei quer zur Faser gemesserten Furnieren werden durch die herstellungsbedingten Mikrorisse verursacht. Bei der Herstellung von längs gemesserten Furnieren entstehen im Gegensatz zu quer gemesserten Furnieren keine Mikrorisse. Die Ergebnisse zeigten desweiteren, dass längs gemesserte Furniere normal zur Faserrichtung einen schlechteren Elastizitätsmodul als quer gemesserte Furniere aufweisen. Die Ergebnisse der Zugprüfungen sind in Abbildung 4-13 dargestellt. [19]

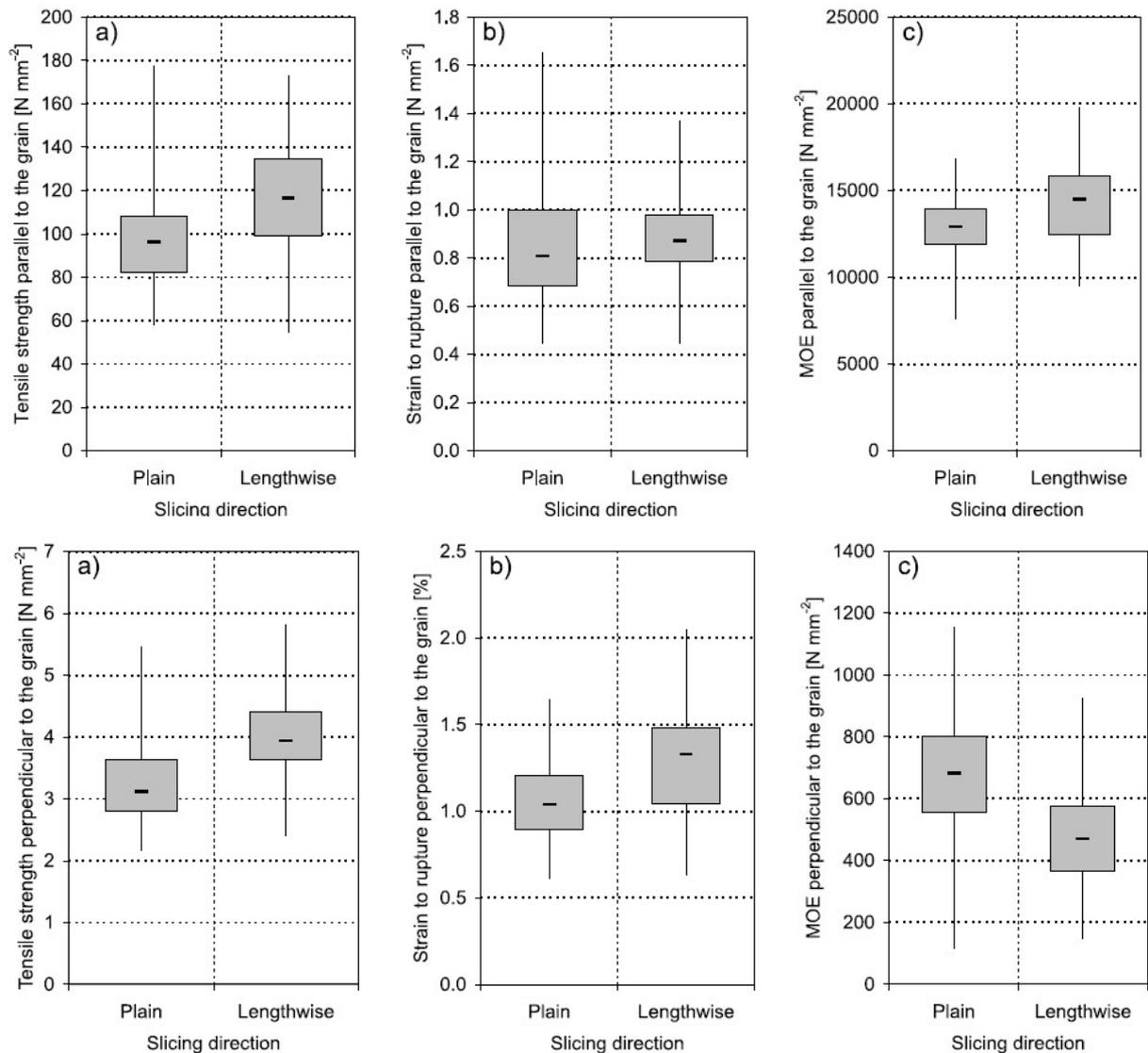


Abbildung 4-13: Ergebnisse der Zugprüfung von Pfriem [19]

Dietzel untersuchte unter anderem den Einfluss von Messerrissen auf die mechanischen Eigenschaften und das Umformverhalten (minimaler Biegeradius, bleibende Verformung, etc.) von Furnier. [20]

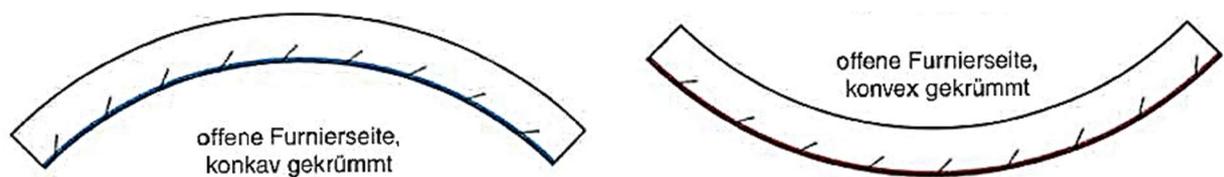


Abbildung 4-14: Krümmungsrichtung konkav (links) oder konvex (rechts) gekrümmte offene Furnierseite [20]

Dietzel führte dazu Formbiegeversuche an Rotbuchenfurnier durch, um diese mit dem von ihm entwickelten Rechenmodell zu vergleichen. Zudem untersuchte er den Einfluss der Krümmungsrichtung (siehe Abbildung 4-14) auf den minimalen Biegeradius. Die Furnierproben wurden nach Furnierstärke, Faserlastwinkel, Krümmungsrichtung und Klima geprüft, wobei Zug- und Druckrandfasern unabhängig voneinander bewertet wurden. Die Ergebnisse wiesen hinsichtlich der Krümmungsrichtung eine deutliche Asymmetrie der Dehnungen von Zug- und Druckrandfaser auf. Diese Dehnungsasymmetrie zeichnet sich

bei dickeren Furnieren deutlich stärker und bei steigender Holzfeuchte deutlich verringerter ab. Bezogen auf den Lastfaserwinkel zeigte Furnier quer zur Faserrichtung ein deutlich asymmetrisches Dehnungsverhalten. Hinsichtlich der Krümmungsrichtung zeigten sich nur geringe Unterschiede in Bezug auf den bleibenden Biegewinkel. [20]

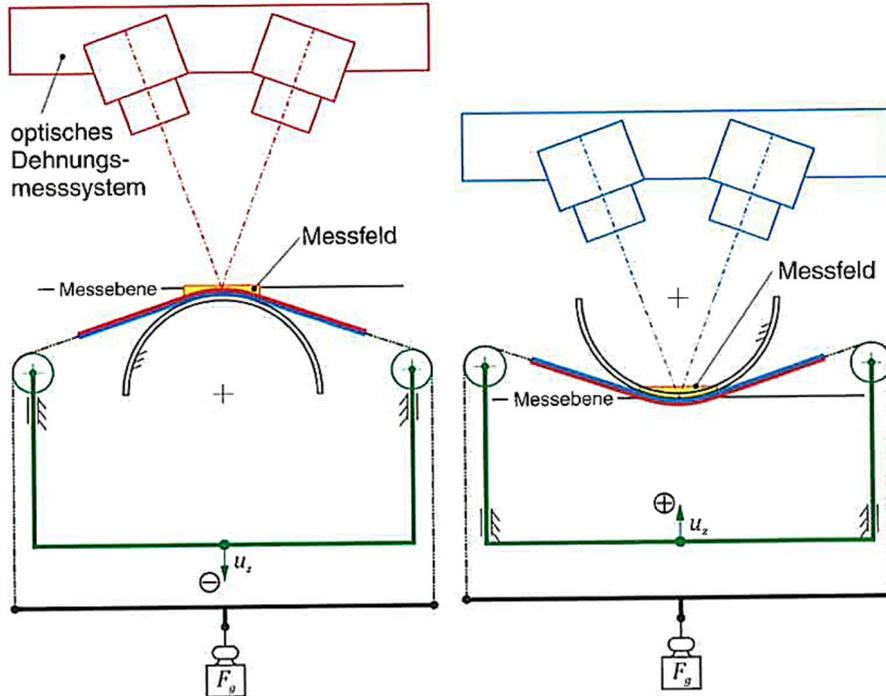


Abbildung 4-15: Dehnungsmessung Zugrandfaser (links) und Druckrandfaser (rechts) [20]

Bei Zugbeanspruchung der offenen Furnierseite versagt das schwächste Faserbündel und es findet eine Lastumlagerung auf den benachbarten Strukturbereich statt. Das Versagen, und somit Trennen der Faserbündel, führt zu einem Ablösen und Aufstellen dieser von der verbleibenden, rissfreien Schicht. Das Aufstellen der biegesteifen Faserbündel geschieht infolge der überschrittenen Querzugfestigkeit des Furniers, da diese bei Holz deutlich geringer als die Längszugfestigkeit ist. [20]

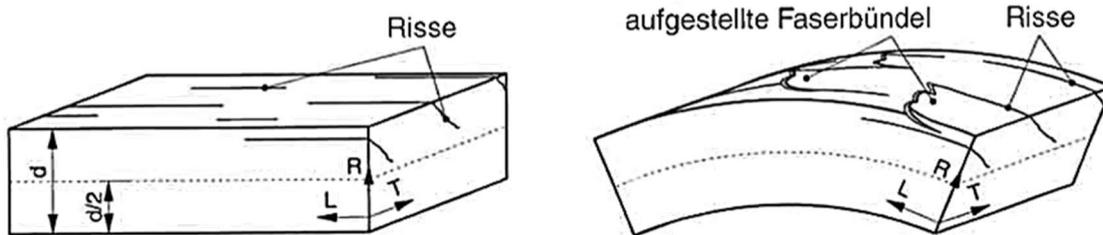


Abbildung 4-16: Einfluss von Messerrissen auf die Formgebung [20]

4-5 RÜCKSTELLVERFORMUNG

Die Formgebung von Furnier wird als erfolgreich angesehen, wenn diese dauerhaft ist. Holz kehrt aufgrund seines elastischen Materialverhaltens nach dem Umformprozess in seine ursprüngliche Lage zurück. Dieses Verhalten kann nur durch eine Sekundärstruktur oder eine Absperrwirkung verhindert werden. Sehr viele Herstellungs- und Materialparameter beeinflussen die Formstabilität von formgepressten Furniererzeugnissen. Die Beurteilung der Formstabilität muss für jedes Bauteil individuell erfolgen, da diese abhängig von dem Verwendungszweck ist. Mögliche Ursachen für eine schlechte Formstabilität sind die Relaxation von inneren Spannungen, oder eine Asymmetrie im Schichtaufbau. Innere Spannungen

werden durch eine Änderung der Holzfeuchte und dem damit verbundenen Quellen und Schwinden hervorgerufen. Unter dem Fasersättigungspunkt quillt und schwindet Holz in die drei Hauptrichtungen unterschiedlich. Dieses Verhalten ist essentiell für die Formhaltigkeit von formgepressten Furnierprodukten. Eine Asymmetrie im Schichtaufbau kann durch Unterschiede in der Orientierung des Furniers, der Holzart, dem Auftreten von Reaktionsholz oder juvenilen Holz, der Furnierdicke, der Rohdichte oder der Holzfeuchte entstehen. [21]

Srinivasan untersuchte die Formeigenschaften von warmgepressten Formpressprofilen. Verwendet wurde 0,6 mm dickes Kiefernurnier, welches aufgrund seiner guten Biegeeigenschaften größtenteils Anwendung als Deckfurnier findet. In Abbildung 4-17 sind die Ergebnisse der V-Biegeformung für einzelne Furniere, dreischichtigem Aufbau mit Phenolformaldehydklebstoff und bzw. mit Polyurethanklebstoff dargestellt. Direkt nach dem Herausnehmen aus der Biegeform wurde ein kleinerer Winkel als der Biegewinkel gemessen (Abbildung 4-18: Spring-forward). Furnier, mit einem Feuchtegehalt über dem Fasersättigungspunkt, gibt Zellwasser ab, wenn es mit der erwärmten Biegeform in Kontakt kommt. Ist kein ungebundenes Wasser mehr im Furnier, werden die gebundenen Wassermoleküle aus den Zellwänden freigesetzt, folglich kommt es zum Schwinden des Holzes. Die Verformung direkt nach dem Herausnehmen aus der Biegeform entstand aufgrund dieses Schwindens und der Wärmeanisotropie. Ein größerer Winkel als der Biegewinkel wurde 48 Stunden nach dem Herausnehmen aus der Biegeform gemessen (Abbildung 4-18: Spring-back). Das Furnier nimmt die Luftfeuchtigkeit auf, es kommt zum Quellen des Holzes und infolgedessen zur sogenannten Rückstellverformung. [22]

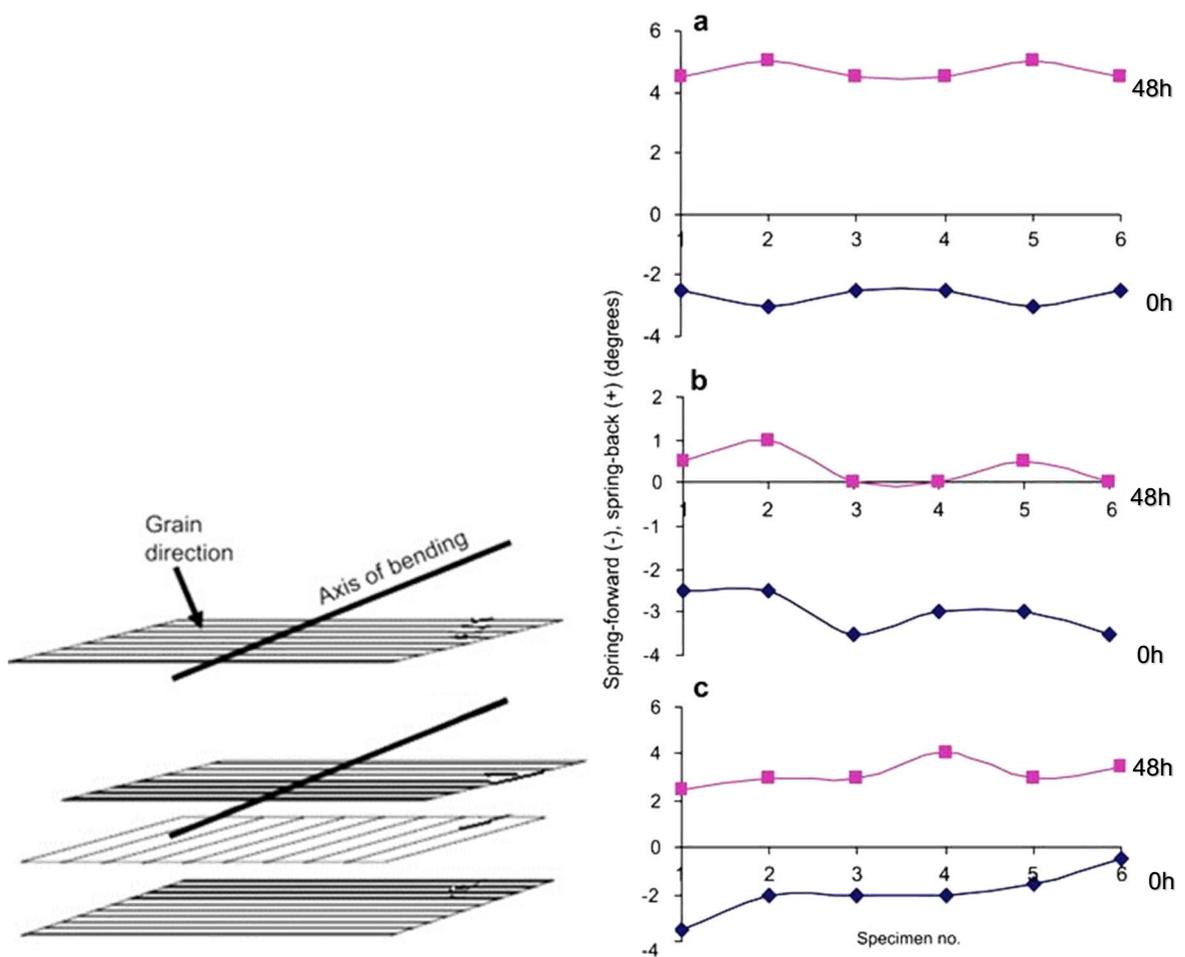


Abbildung 4-17: Schichtaufbau bei ein-, dreischichtigem Furnier (links); Ergebnisse Rückstellverformung der V-Biegeformung für einzelne Furniere (a), dreischichtigem Aufbau mit Phenolformaldehydklebstoff (b) und dreischichtigem Aufbau mit Polyurethanklebstoff (c) (rechts) [22]

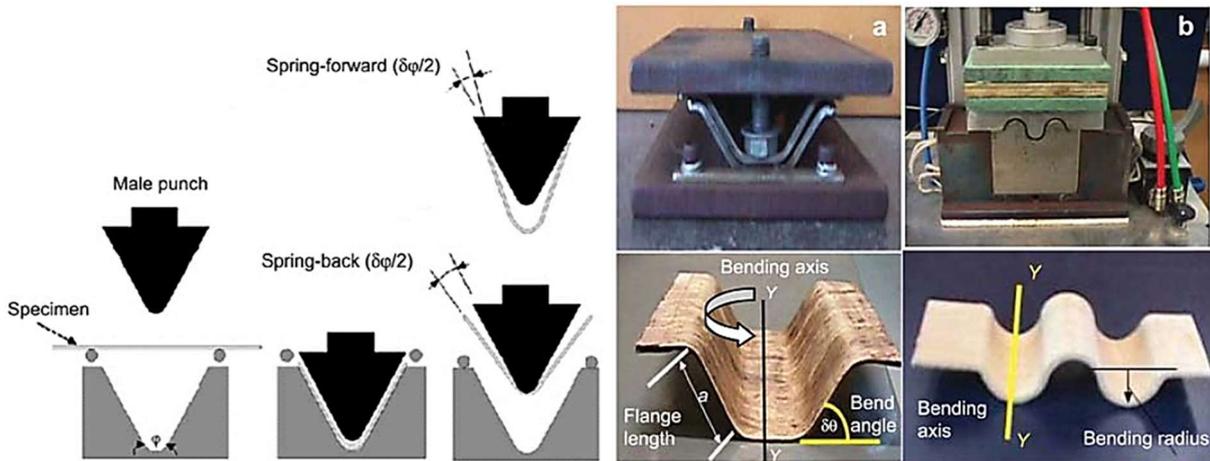


Abbildung 4-18: Definition „Spring forward“ und „Spring back“ (links); warmgepresstes Trapezprofil und Wellblechprofil mit dreischichten Aufbau [22]

Blomqvist untersuchte den Einfluss der Holzart, der Holzfeuchte und der Faserorientierung auf die Formhaltigkeit einer Furniersperrholzschale. Es wurden Furniere aus Buche oder Birke mit den Stärken 1,0 bis 1,5 mm und einer Holzfeuchte von 5 % verwendet. Insgesamt wurden 295 Schalen geprüft. Die Ergebnisse bestätigten, dass die Holzart einen signifikanten Einfluss auf die Formhaltigkeit hat. Neben den mechanischen Eigenschaften der Holzart wirkte sich auch das Quell- und Schwindverhalten auf die Formstabilität aus. In den Ergebnissen der Prüfungen zeigten die Probekörper aus Buche tendenziell größere Rückstellverformungen als vergleichsweise jene aus Birke. Eine ungleiche Holzfeuchte der einzelnen Furniere führte zu größeren Rückstellverformungen, da dadurch die Furniere während des Trocknungsprozesses unterschiedlich schwinden. Die Prüfungen von Blomqvist ergaben, dass eine Abweichung der Faserorientierung keinen signifikanten Einfluss auf die Rückstellverformung hat. Darüber hinaus zeigten die Ergebnisse der Prüfungen die Wichtigkeit eines symmetrischen Aufbaus in Bezug auf Faserorientierung und Holzfeuchte. Um Rückstellverformungen zu minimieren sollte eine ungerade Anzahl an Furnieren verwendet werden und die Anordnung der Furniere in Bezug auf Faserorientierung, Schichtdicke, Holzart symmetrisch sein. [21]

KAPITEL 5: ANWENDUNGSBEREICHE

Das Kapitel Anwendungsbereiche zeigt aktuelle Forschungen und mögliche Anwendungsmöglichkeiten von Formpressprofilen im Ingenieurholzbau. Zudem wird auf die historische und zukünftige Verwendung von Formholzteilen im Flugzeug- und Fahrzeugbau eingegangen.

5-1 ALLGEMEIN

Die Eigenschaften der Holzwerkstoffe hängen im Wesentlichen von der Orientierung der Faserrichtung der einzelnen Furnierlagen zueinander ab. Es werden im Folgenden die Begriffe Furniersperr- und Furnierschichtholz erklärt.

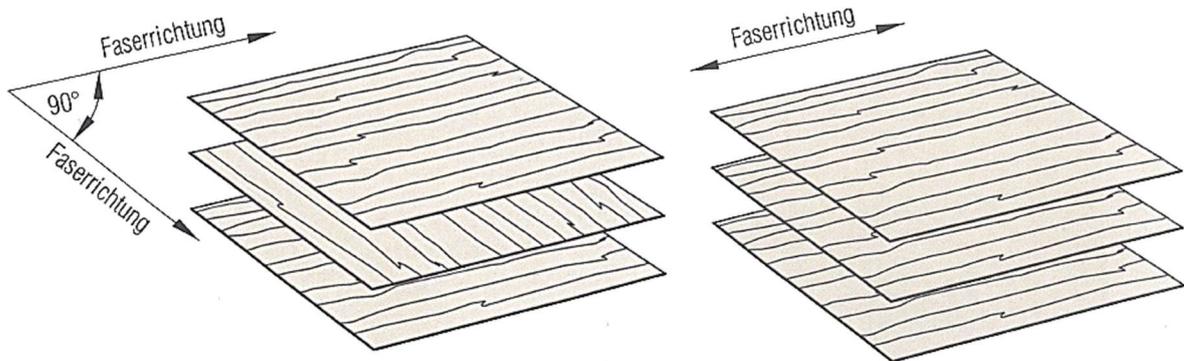


Abbildung 5-1: Furniersperrholz (links) und Furnierschichtholz (rechts) [10]

5-1.1 FURNIERSPERRHOLZ

Furniersperrholz (FSP) ist ein Holzwerkstoff aus einem Verbund von mindestens drei miteinander verklebten Furnierlagen, wobei die Faserrichtungen der aufeinanderfolgenden Lagen rechtwinkelig zueinander stehen. Die Faserrichtung der Querlage verläuft 90° gedreht zur Decklage. Es wird eine ungerade Anzahl an Lagen gewählt, um eine symmetrische Anordnung der Querlagen zu ermöglichen. Durch diesen Aufbau wird das Quell- und Schwindverhalten des Holzes stark reduziert. Die Querlagen bewirken ein sogenanntes „Absperren“ und stellen eine schubfeste Verbindung durch das Verkleben dar. Die Anforderungen an Sperrholz sind in der Norm EN 636 Sperrholz – Anforderungen geregelt. [23] [10]

5-1.2 FURNIERSCHICHTHOLZ

Furnierschichtholz (FSH), auch bekannt als LVL (Laminated Veneer Lumber), ist ein Holzwerkstoff aus einem Verbund von mindestens 5 miteinander verklebten Furnierlagen und mit einer maximalen Furnierdicke von 6 mm. Der Faserverlauf der einzelnen Lagen ist überwiegend gleich ausgerichtet. Bei besonderen Anforderungen an das Quell- und Schwindverhalten können Querlagen (Absperrfurniere) eingebaut werden. Bei stabförmigen Bauteilen wie z. B. Trägern und Stützen werden die Fasern ausschließlich in Längsrichtung angeordnet. Bei Platten und Scheiben werden zusätzlich Querlagen angeordnet. Die Anforderungen an Furnierschichtholz werden in Zukunft auf Basis der Norm prEN 14374 Holztragwerke - Furnierschichtholz - Anforderungen geregelt. [23] [10]

5-2 FORMPRESSPROFILE

In diesem Abschnitt sollen sowohl vergangene wie zukünftige Anwendungsmöglichkeiten von Formpressprofilen aufgezeigt werden. Im Formpressverfahren hergestellte Holzformteile wurden bereits in der Vergangenheit im Flugzeug- und Fahrzeugbau verwendet und sollen zukünftig auch im konstruktiven Ingenieurbau eingesetzt werden.

5-2.1 FLUGZEUGBAU

Kollmann betrachtete die Holzbauweise von Flugzeugen gegenüber der reinen Metallbauweise kritisch und nannte zur Beurteilung dieser die Größe, Aufbauart, Verwendungszweck, Wirtschaftlichkeit und Lebensdauer als die wichtigen Gesichtspunkte. Er kam zu dem Schluss, dass im Allgemeinen kleine Sportflugzeuge und Übungsflugzeuge aus Holz und größere Verkehrs- und Lastflugzeuge aus Metall hergestellt werden sollten. Kollmann nannte, wie auch beim Fahrzeugbau, die Festigkeit und Steifigkeit bei geringem Gewicht als deutlichen Vorteil bei der Verwendung von Holz im Flugzeugbau im Vergleich zu anderen Materialien. [24]

Jensen meldete 1945 ein Patent zur Herstellung eines Furnierpressprofiles an, welches in Flugzeugstrukturen Anwendungen fand. In Abbildung 5-2 ist die Herstellung der warmgepressten Formprofile mittels starrer Form und elastischer Gegenform und das fertige U-Profil dargestellt. Die Abbildung 5-3 zeigt die Verklebung von zwei C-Profilen zu einem I-Profil und das fertig eingebaute I-Profil in der Flugzeugstruktur. [25]

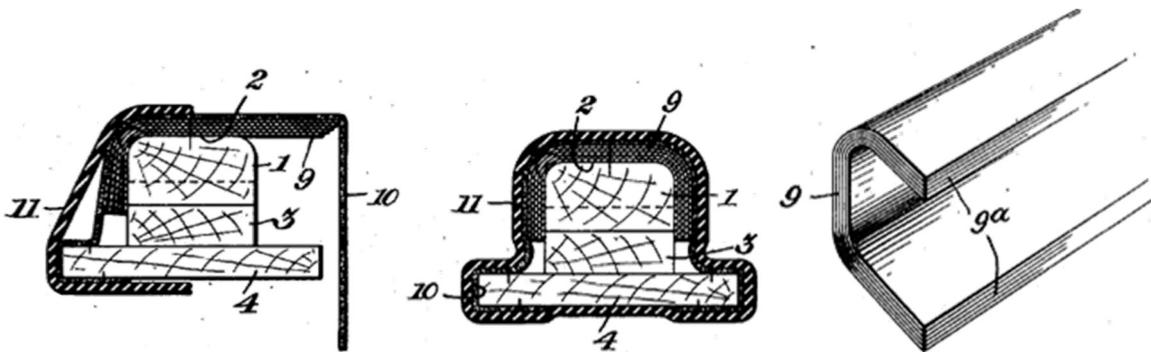


Abbildung 5-2: Herstellung des U-Profils mittels Formpressverfahren mit starrer Form und elastischer Gegenform (links); fertiges Profil (rechts) [25]

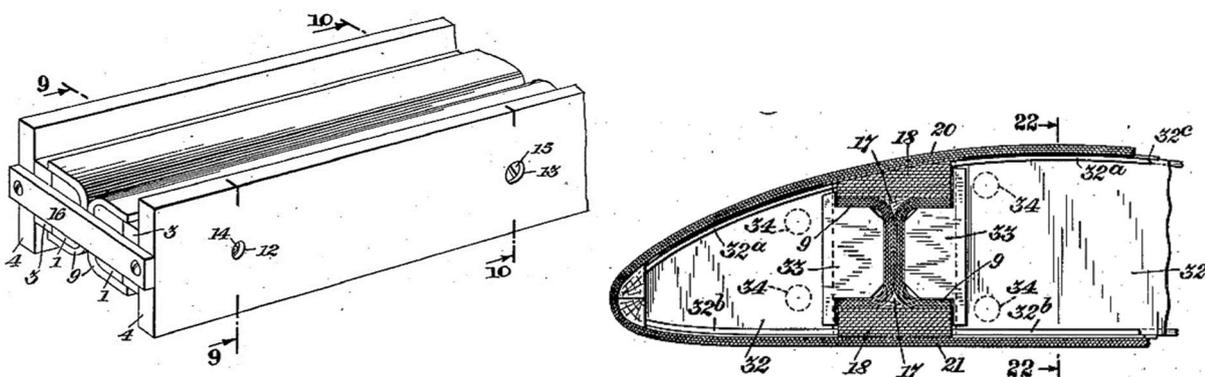


Abbildung 5-3: Verklebung von zwei U-Profilen (links) und eingebautes Profil im Flugzeug (rechts) [25]

5-2.2 FAHRZEUGBAU

Zu Beginn der Entwicklung von Kraftfahrzeugen wurden der Karosserierahmen und viele Teile der Aufbauten aus Holz gefertigt. Im Laufe des 20. Jahrhunderts wurden Holzbauteile bei Kraftfahrzeugen kontinuierlich durch Stahl ersetzt, sodass heute nur mehr in sehr wenigen Autos Holz als tragendes Element zu finden ist. Beispielsweise wird Birkensperrholz heute im Fahrzeugbau hauptsächlich zur Gewichtsreduktion als Ladefläche bei Transporter und im Innenausbau eingesetzt. [26]

Bereits 1936 erkannte Kollmann die Vorteile von Holz für die Herstellung von Kraftwagenaufbauten. Holz ist selbsttragend und weist eine höhere Festigkeit als Blechaufbauten bei gleichem Gewicht auf. Die Stabilität bei Drehbeanspruchung, die gute Geräuschkämpfung und die Schwingungsfreiheit nannte Kollmann als weitere Vorteile von Sperrholz im Automobilbau. [24]

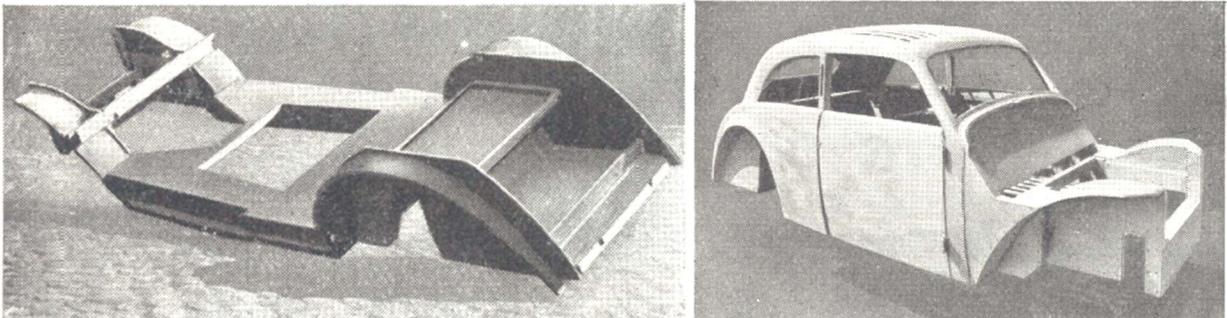


Abbildung 5-4: Karosserieboden aus Sperrholz (links) und fertiger Rohbau (rechts) [24]

Die TU Chemnitz und die FH Merseburg konstruierten das Leichtbauauto „NIOS“, welches zu zwei Drittel aus Holz besteht. Alle tragenden Teile sowie Sitze und Armaturenbrett wurden aus Eschenholz gefertigt. Das Leichtbauauto ist 3,20 m lang und 1,28 m breit und bietet Platz für zwei Personen. Die runden Rahmen und die Bügel, welche die Konstruktion verbinden, wurden aus dünnen Furnieren im Formpressverfahren hergestellt. [26]

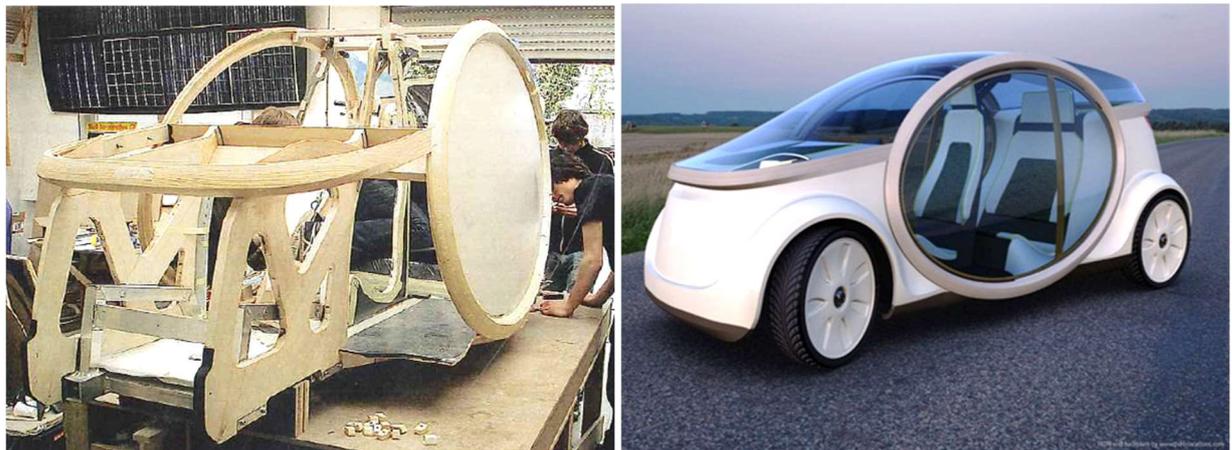


Abbildung 5-5: Karosserie aus Eschenholz (links) [26]; fertiges Leichtbauauto „NIOS“ (rechts) [27]

Im Zuge des Projektes HAMMER wurden Holzformteile als alternative, innovative und nachhaltige Multimaterialsysteme (MMS) für den Einsatz als ressourceneffiziente und nachhaltige Leichtbaukomponenten im Fahrzeugrohbau untersucht. Ein Multimaterialsystem ist ein Sperrholz aus dünnen Furnierlagen, welches mit verschiedenen Werkstoffen, wie z. B. Textilien, Kunststoffen oder Metallen verstärkt wird. Bei dem Projekt HAMMER ist es das Ziel ein Leichtbaumaterial auf Holzbasis zu entwickeln, welches mit Metall und Polymerfolien verstärkt wird. Es soll in Zukunft ein ressourceneffizienter Ersatz für die Leichtbaukomponenten aus faserverstärktem Kunststoff sein. [26]

Holz ist ein reversibel verformbares Material und kann sehr gut Energie aufnehmen. Dieses Verhalten ist vor allem bei Unfällen von Vorteil, da es so Stöße und Schwingungen abdämpft. Im Gegensatz zu faserverstärktem Kunststoff können Holzformteile in der Großserie wirtschaftlich hergestellt werden. Zudem hat Holz ein gutes Verhältnis von Rohdichte zu Steifigkeit. Beispielsweise hat Buche bei einem Zehntel des Gewichts von Stahl, ein Drittel der Festigkeit. [26] [28]

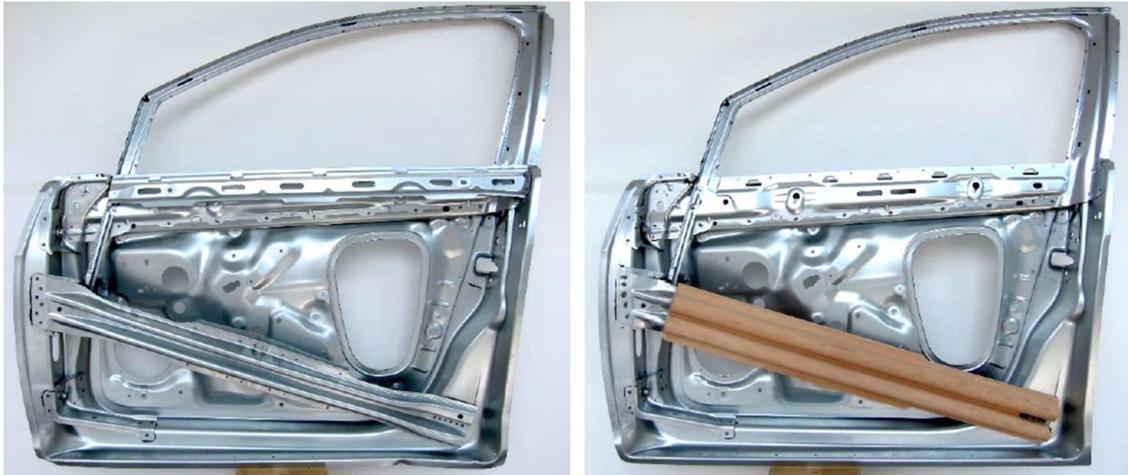


Abbildung 5-6: Rohbautür mit Seitenaufprallträger: original (links) und MMS Variante (rechts) [29]

Zu Beginn des Projektes wurden Furnierplatten produziert und vom Fraunhofer Institut für Holzforschung zur Kennwertermittlung untersucht. Der Projektpartner Volkswagen AG analysierte mögliche Bauteile aus dem inneren Karosseriebereich, um geeignete Einsatzbereiche von MMS zu definieren. Es wurde eine crashrelevante Verstärkungsstrebe gebaut und von der Universität Kassel getestet, um den optimalen Verbund der MMS zu ermitteln. Der Partner Sachs Engineering erarbeitete ein Werkstoff-Modell, welches mit den hergestellten Versuchskörpern verglichen wurde. Das Unternehmen Fritz Becker GmbH & Co. KG untersuchte die Herstellungstechnologie für 3D-Bauteile aus holzbasierten Multimaterialsystemen. Es wurden die Türverstärkungsstrebe, der Schweller (MQB-Bauteil), die Crashbox und die Sitzstruktur untersucht. [28] [29]

5-2.3 INGENIEURHOLZBAU

Die Idee Formpressprofile im konstruktiven Ingenieurbau einzusetzen ist alles andere als neu, bereits 1941 erkannte Fischer das Potenzial von holzsparenden Konstruktionen aus Furniersperrholz und auch Formpressprofilen. Die Herstellung von Furnier durch Schalen und Messern ermöglichte es, Rundholz fast ohne Verlust zu nutzen und durch die Entwicklung von Bandtrockner konnten Furniere innerhalb kürzester Zeit getrocknet werden. Fischer erklärte schon damals, wie Formpressprofile in der fließenden Fertigung vom Rundholz bis zum fertigen Profil hergestellt werden könnten. [30]

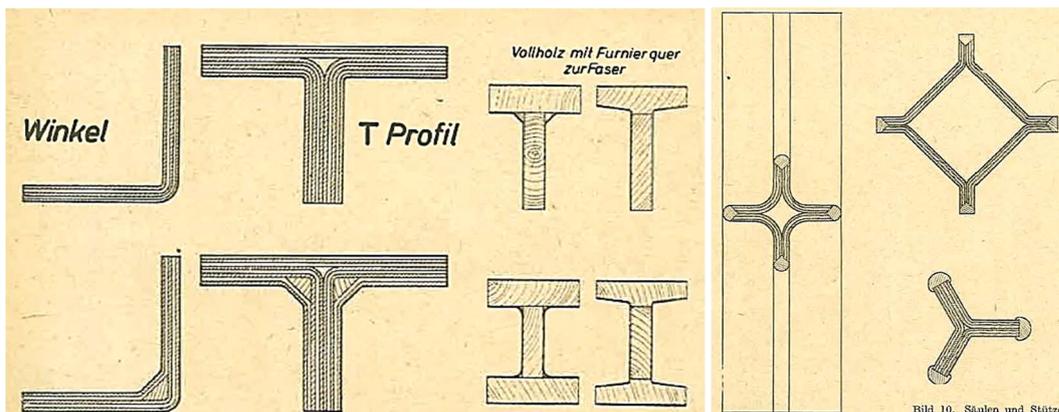


Abbildung 5-7: Winkelprofil, T-Profil (links); Stützen aus verleimten Winkelprofilen (rechts) [30]

Underhill untersuchte in seiner Arbeit die Herstellung von offenen und geschlossenen Formpressprofilen (siehe Abbildung 5-8). Für die Herstellung der Profile wurden 1,7 mm dicke Schäl furniere aus *Eucalyptus cloeziana* verwendet und die Faserrichtung in Richtung der Stabachse orientiert. [31]

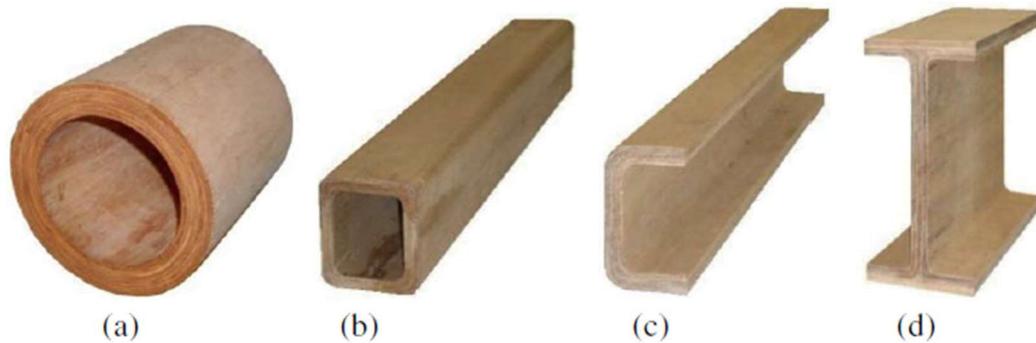


Abbildung 5-8: hergestellte Pressprofile; rundes (a) und rechteckiges Hohlrohr (b); C-Profil (c); I-Profil (d) [31]

Für die Herstellung von runden Hohlprofilen wurde eine starre Innenform (Mantelrohr) gefertigt um die das Furnier gebogen und gleichzeitig gepresst wurde. Der benötigte Druck wurde durch das Pressen der Innenform gegen die auf der Außenseite befestigten flexiblen Gurte hergestellt. Auf der Außenseite wurde zusätzlich ein Elastomer eingelegt, um den Druck gleichmäßig zu verteilen und Unterschiede in der Furnierdicke auszugleichen. Zwischen der Innenform und dem Furnier sowie zwischen den Gurten und dem Furnier befand sich eine Teflon-Folie, um die Reibung zu minimieren. Durch verschiedene Geometrien der starren Innenform könnten unterschiedliche Profile hergestellt werden. Zur Herstellung eines rechtwinkligen Profils ist zusätzlich Druck von außen notwendig (siehe Abbildung 5-9). [31]

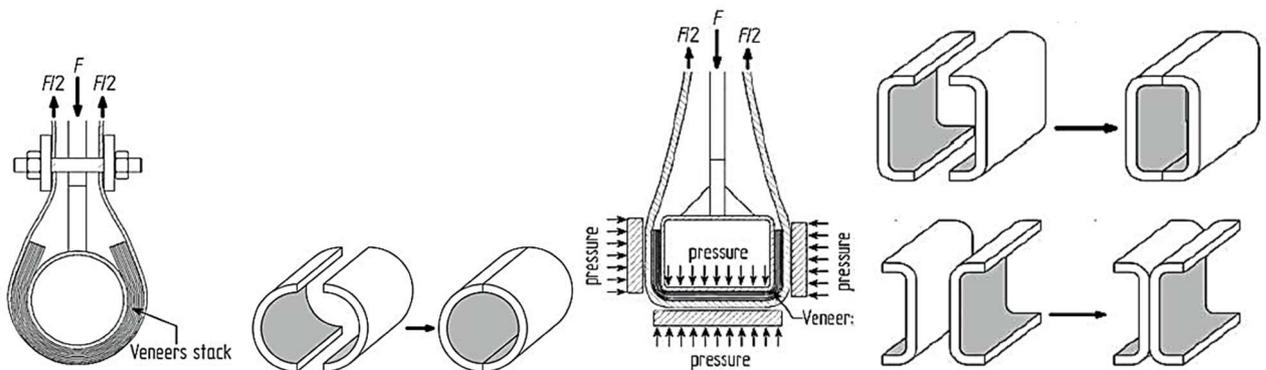


Abbildung 5-9: Herstellung eines halbrunden Hohlprofils (links) und eines C-Profils (rechts) [31]

Gilbert untersuchte die Herstellungs- und Anwendungsmöglichkeiten von kurzen, dünnwandigen Formpressprofilen aus Neuguinea-Araukarie (*Araucaria cunninghamii*). Es wurden im Zuge der Untersuchung Stabilitätsprüfungen (siehe Abbildung 5-10) mit 500 mm langen dünnwandigen C-Profilen aus fünf 1 mm dicken verklebten Furnieren durchgeführt. Wie in Abbildung 5-10 ersichtlich, wurden die Faserrichtungen der drei inneren Furniere parallel und die Deckfurniere normal zur Stabachse orientiert.

Die Furniere wurden zugeschnitten und für 48 Stunden in Wasser gelagert, danach um eine Spannvorrichtung (siehe Abbildung 5-11) gebogen und bei 40°C für ca. 12 Stunden im Ofen gelagert bis die Furniere trocken waren. Die gebogenen Furniere wurden danach aus der Form genommen und bei Normalklima etwa 4 Stunden gelagert bis sich eine Ausgleichsfeuchte eingestellt hatte. Auf die einzelnen gebogenen Furniere wurde danach Resorcin-Formaldehyd-Klebstoff aufgetragen, diese wurden in die Form eingespannt und bei einer Pressdauer von 48 Stunden zu den endgültigen Profilen verklebt. Abschließend wurden die gepressten Furniere aus der Form genommen und zugeschnitten (siehe Abbildung 5-11).

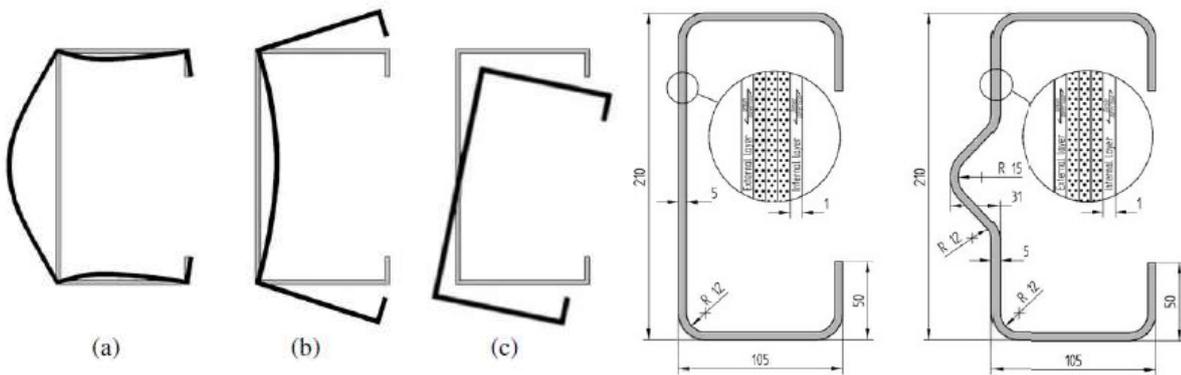


Abbildung 5-10: Stabilitätsversagen (links): beulen (a), drillen (b) und knicken (c); geprüfte Querschnitte (rechts): Typ A und Typ B [32]

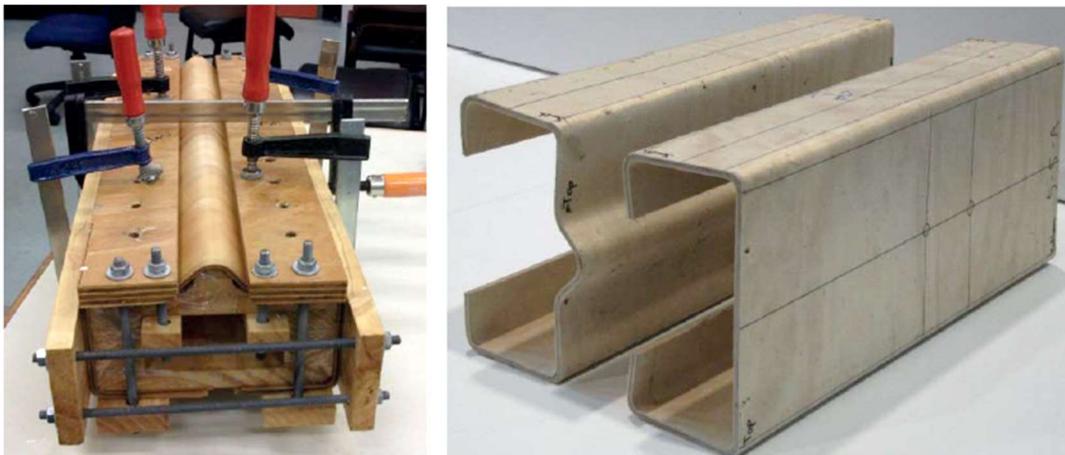


Abbildung 5-11: Spannvorrichtung (links) und fertige C-Formpressprofile (rechts) [32]

Im Zuge der Untersuchung wurde der Einfluss des lokalen Beulens auf die Tragfähigkeit der Stütze untersucht. Die horizontale Verformung der Probekörper wurde an drei Punkten am Steg und einmal am Flansch gemessen. Die Abbildung 5-12 zeigt die Last-Verformungskurve für den Querschnittstyp A, wofür Gilbert ein Nachbeulverhalten feststellte, welches in ähnliche Weise auch im Stahlbau auftritt. Die Querschnittstyp A bzw. B erreichte eine mittlere Tragfähigkeit von 58 % bzw. 73 % der Druckfestigkeit. Gilbert stellte zudem fest, dass sich durch die zusätzliche Steife bei Querschnittstyp B, bei einer zusätzlichen Querschnittfläche von 3,8 % die Tragfähigkeit um 29 % erhöht. [32]

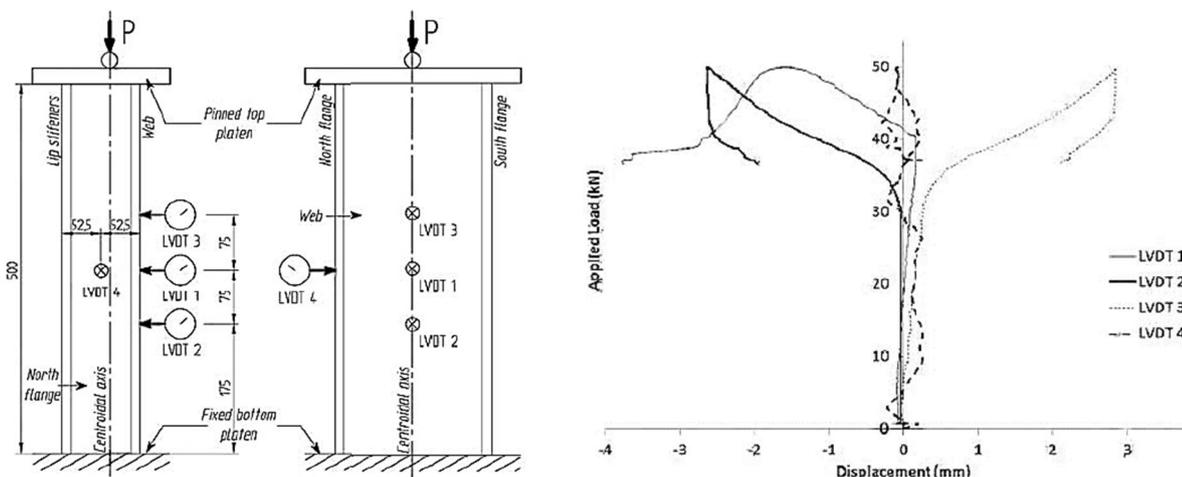


Abbildung 5-12: Prüfkongfiguration (links); Last-Verformung für Typ A [32]

Set	Type A			Type B		
	N_s (kN)	N_{squash} (kN)	N_s/N_{squash}	N_s (kN)	N_{squash} (kN)	N_s/N_{squash}
1	41.3	69.1	0.60	54.7	71.8	0.76
2	47.5	86.2	0.55	63.5	89.5	0.71
3	49.8	82.7	0.60	61.3	85.8	0.71
<i>Average</i>	<i>46.2</i>	<i>79.3</i>	<i>0.58</i>	<i>59.8</i>	<i>82.4</i>	<i>0.73</i>

Abbildung 5-13: Prüfergebnisse (Eulerfall 1) [32]

Das Institut für Holzbau und Holztechnologie der TU Graz untersuchte im Zuge mehrerer Forschungsarbeiten die Entwicklung und Herstellung von UHPP-Leichtbauprofilen. In Anlehnung an den Stahlbau wurden beanspruchungsoptimierte Querschnitte untersucht. Das Trapezprofil hat bei geringer Querschnittsfläche ein sehr hohes Trägheitsmoment und eignet sich daher für die Verwendung als großflächige Decken- oder Dachkonstruktion. Mit einer handelsüblichen Furnierpresse, Matrize und Patrize konnte ein Prototyp hergestellt werden. Die bei der Herstellung aufgetretenen Probleme der Rissbildung, verursacht durch den Reibungswiderstand zwischen Biegeform und Profil, konnten durch Einlegen einer Zwischenschicht aus Biegekunststoff beim Pressen gelöst werden. Das Trapezprofil kann in Kombination mit einer Deckplatte oder anderen Materialien, wie beispielsweise Beton, verwendet werden. [33]



Abbildung 5-14: Trapezprofil mit Deckplatte aus Buchensperrholz [33]

Es wurden Prototypen für ein einwelliges und ein zweiwelliges Trapezprofil hergestellt. Das Formpressprofil hat eine Höhe von 150 mm und eine Breite von 400 mm (einwellig) bzw. 800 mm (zweiwellig). Der minimale Biegeradius beträgt 50 mm und der Steigungswinkel des Steges 60°. Der exakt waagrechte Flansch ist wesentlich, da dieser später die Klebefläche zwischen Formpressprofil und Deckplatte bildet. [33]

KAPITEL 6: STABILITÄT VON DRUCKSTÄBEN

In diesem Kapitel werden Begriffe in Bezug auf das Stabilitätsversagen definiert. Zu Beginn wird ein geschichtlicher Überblick über die Forschung und Entwicklung der Berechnung von druckbeanspruchten Bauteilen gegeben. Die Herleitung der Deformationsmethode veranschaulicht unter anderem den Einfluss von Imperfektionen und Materialverhalten auf einen druckbeanspruchten Stab und gibt Aufschluss über den Ursprung von bestehenden Nachweisverfahren. Es wird auf den Stabilitätsfall Biegedrillknicken eingegangen und die Formel zur Berechnung der Vergleichsschlankheit hergeleitet. Abschließend werden die gängigsten Berechnungsmethoden, das Ersatzstabverfahren und die Bemessung nach Theorie II. Ordnung, vorgestellt.

6-1 STABILITÄT VON DRUCKSTÄBEN

Im Holzbau treten häufig druckbeanspruchte Stabsysteme wie Bögen, Rahmen, Verbände, etc. und Einzelstäbe wie Stützen, Fachwerkstäbe, etc. auf. Es wird im Allgemeinen zwischen den zwei Versagensarten, Material- und Stabilitätsversagen unterschieden. Bei einem Spannungsproblem (Materialversagen) wird das Versagen eines Stabes oder allgemein eines Bauteils durch die Festigkeit des Materials begrenzt. Im Gegensatz dazu, tritt bei einem Gleichgewichtsproblem (Stabilitätsversagen) das Versagen infolge des Verlustes der Stabilität ein. Als Stabilität wird die Beständigkeit gegenüber äußeren Einflüssen bezeichnet und bedeutet, dass Bauwerke und Bauteile standsicher sein müssen. Vor allem bei schlanken und dünnwandigen hohen Bauteilen, wie z. B. Stützen aus Stahl und Holz können Verformungen auftreten, welche die Stabilität des Bauteils gefährden. Bei gedrungenen Bauteilen hingegen tritt zuvor Materialversagen auf. Es werden drei Stabilitätsfälle unterschieden: Biegeknicken, Biegedrillknicken und Beulen. [34]

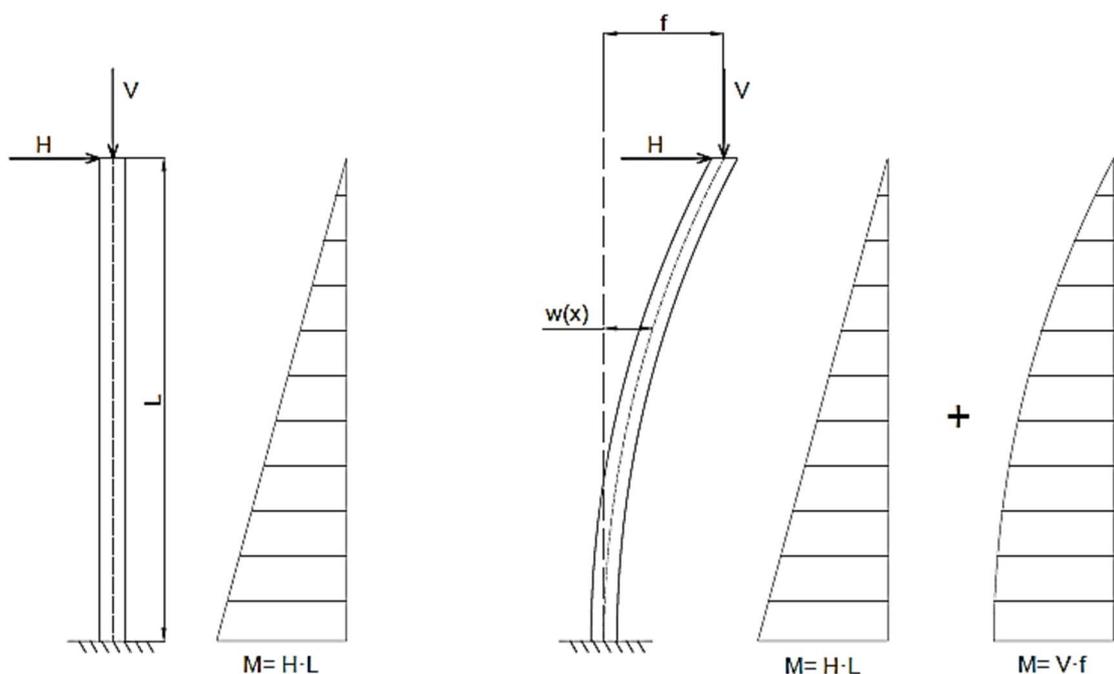


Abbildung 6-1: frei auskragende Stütze mit vertikaler und horizontaler Last : links: Moment des unverformten Systems , rechts: Moment des verformten Systems; in Anlehnung an [35]

In der Baustatik werden die Schnittgrößen am unverformten System (Theorie I. Ordnung) berechnet. Diese Berechnungsweise liegt bei druckbeanspruchten Bauteilen im unsicheren Bereich, da durch die horizontalen Kräfte oder Imperfektionen der Stab seitlich ausweicht, wodurch ein zusätzliches Moment hervorgerufen wird (siehe Abbildung 6-1). Diese Verformungen nehmen bei zunehmender Belastung überproportional (progressiv) zu. Dieses Verhalten der Holzbauteile wird einerseits durch die zunehmende Exzentrizität und andererseits durch das nichtlineare Materialverhalten hervorgerufen. Einen wesentlichen Einfluss auf das Tragverhalten hat die Kombination aus Druck und Biegebeanspruchung. Weitere Einflussgrößen sind die Auflagerbedingungen und die Geometrie. Eine Berechnung, welche den Verformungseinfluss erfasst und die Gleichgewichtsgleichungen am verformten System erfüllt, wird als Theorie II. Ordnung bezeichnet. [35]

6-2 HISTORISCHE ENTWICKLUNG DER KNICKBEMESSUNG

Im Jahr 1729 wurden von Muschenbroeke systematische Untersuchungen zum Tragverhalten von Stäben aus Holz durchgeführt. Muschenbroeke erkannte bereits, dass die Traglast umgekehrt proportional zum Quadrat seiner Länge ist. Er erkannte auch, dass die Traglast von der vierten Potenz der Querschnittshöhe abhängig ist. [36]

Im Jahr 1744 veröffentlichte der Mathematiker Leonhard Euler die Lösung des Knickproblems. Die Ausgangslage für die Herleitung der Knickformel war die Differenzialgleichung der Biegelinie des elastischen Balkens nach der Theorie von J. Bernoulli. Bemerkenswert war, dass zu dieser Zeit die Biegesteifigkeit eines Stabes als wichtigster Parameter für die Berechnung der Knicklast zwar erkannt, jedoch noch nicht quantitativ beschrieben werden konnte. Euler definierte in seiner Arbeit folgende Bedingungen: elastisches Werkstoffverhalten, dehnstarrer Werkstoff, zentrische Belastung, Gleichgewicht am verformten System und unendlich kleine Verformungen. Für gedrungene Stäbe trifft die Theorie nach Euler jedoch nicht mehr zu, da schon vor Erreichen der Verzweigungslast ein Versagen des Materials oder ein Plastifizieren auftritt. Diese Einschränkung der Theorie nach Euler wurde von Navier im Jahr 1826 entdeckt. Er legte fest, dass die Überlagerung von Biege- und Normalspannung die zulässige Spannung nicht übersteigen darf. Navier erkannte das Problem eines beidseitig gelenkig gelagerten Stabes aus einem Material mit plastischen Verformungsvermögen und einer sinusförmigen Vorverformung. Er stellte fest, dass es in der Praxis unmöglich ist einen perfekt geraden Stab herzustellen und die Kraft exakt zentrisch einzuleiten. [36] [37]

Ab 1858 stehen eine Vielzahl an empirischen Formeln zur Lösung des Stabilitätsproblems zur Verfügung. Eine dieser Formeln wird abwechselnd nach Navier, Schwarz, Rankine oder Gordon benannt. Erstmals wurde diese Gleichung jedoch von Tredgold im Jahr 1822 in dieser Form angegeben. Nach einigen Jahrzehnten wurde diese Formel als Schwarz-Rankine-Formel bekannt. Die empirische Formel führt das Stabilitätsproblem in ein Spannungsproblem über. [36]

Im 19. Jahrhundert wurde eine große Anzahl an Knickversuchen an Druckstützen durchgeführt, um einerseits die Theorie von Euler zu bestätigen und andererseits das Knickverhalten im plastischen Bereich zu klären. Duleau (1820), Lamarle (1846), Hodgkinson (1840 bis 1857) und Bauschinger (1886) führten jeweils systematische Versuche an Druckstäben durch. Jedoch konnten erst durch die umfangreichen Versuche mit Fluss- und Schweißisen von Tetmajer im Jahr 1889 bis 1890 zuverlässige Formeln für den plastischen Bereich von Druckstützen gefunden werden. Für den plastischen Bereich wählte Tetmajer eine Gerade als Näherung der Knickspannungskurve. Die von Johnson eingeführte Parabelgleichung für den plastischen Bereich fand breite Anwendung im Leichtbau. [35]

Im Jahr 1896 fasste Tetmajer alle bis zu diesem Zeitpunkt durchgeführten Knickversuche mit Holz, Guss-, Fluss-, und Schweißisen zusammen und gab eine angepasste Gleichung (Parabel) an. Seine Versuche dienten unter anderem der Untersuchung der Gültigkeit der Navier'schen Spannungsformel, der Richtigkeit und der Gültigkeitsgrenzen der Euler'schen Knickungsformel und der Untersuchung des Verhalten der verschiedenen Baustoffe bei exzentrischer Belastung. Tetmajer führte 1888, 1894 und 1895 Knickversuche mit Bauholz durch und protokollierte die Knickkraft, die Deformation und die Richtung der Durchbiegung bzw. die Lage der gestauchten Fasern. Tetmajer stellte fest, dass Stäbe aus Weißtanne mit einer Schlankheit größer 100 sich elastisch und Stäbe mit einer Schlankheit unter 100 sich plastisch verhalten. Bei dem

Baustoff Holz stellte die Ermittlung der Werteverhältnisse für die Geradengleichung eine Schwierigkeit dar, da der Elastizitätsmodul und die Druckfestigkeit stark von der Ästigkeit und der Holzfeuchte abhängig sind. [38]

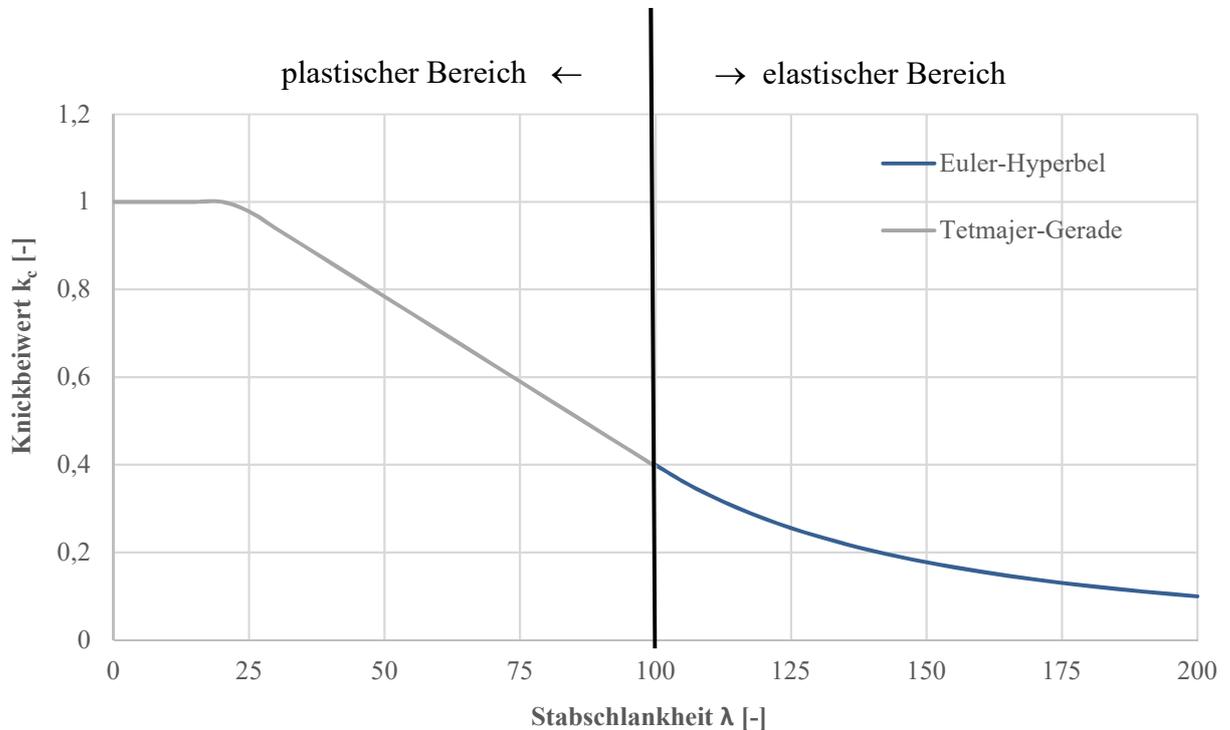


Abbildung 6-2: Tetmajer Gerade und Euler-Hyperbel; in Anlehnung an [39]

Engesser führte 1889 den ersten Versuch durch, um die mechanische Ursache für das Abweichen der Versuchsergebnisse von der Eulerkurve bei der theoretischen Behandlung des Knickproblems zu berücksichtigen. Er schlägt vor, dass über der Elastizitätsgrenze, anstelle des Elastizitätsmodul, der Tangentenmodul verwendet werden soll. [36]

$$T = \frac{d\sigma}{d\varepsilon} \quad (6.1)$$

Dabei sind:

- T Tangentenmodul [N/mm²]
- σ Spannung [N/mm²]
- ε Dehnung [-]

Dieser Vorschlag von Engesser wurde unter anderem von Jasinki angefochten. Es wurde argumentiert, dass im Augenblick des Knickens sich auf der Biegedruck- und der Biegezugseite unterschiedliche Spannungsumlagerungen einstellen würden. Die Steifigkeit bei Belastung ist gleich dem Tangentenmodul, der Steifigkeit bei Entlastung ist gleich dem Elastizitätsmodul. Dieser Einspruch war nur bedingt berechtigt, doch er führte dazu, dass Engesser seine ursprüngliche Aussage korrigierte. Er schlug vor anstelle des Tangentenmoduls solle der Knickmodul verwendet werden. Dies war bereits zuvor von Considère 1889 erkannt worden. Der Knickmodul berücksichtigt die größere Steifigkeit bei Entlastung. Engesser gab Zahlenwerte anhand der Resultate von Tetmajer an. Kármán veröffentlichte eine analytische Herleitung für den Knickmodul, welcher zwischen Elastizitäts- und Tangentenmodul liegt. Die Theorie von Engesser-Kármán war lange Zeit anerkannt. [36] [35]

Die allgemeine Formel zur Berechnung des Knickmoduls wurde von Kármán wie folgend definiert:

$$T_k = T \frac{I_d}{I} + E \frac{I_z}{I} \quad (6.2)$$

Dabei sind:

- T_k Knickmodul [N/mm²]
- T Tangentenmodul [N/mm²]
- E Elastizitätsmodul [N/mm²]
- I_d Trägheitsmoment des gedrückten Querschnittsbereichs [mm⁴]
- I_z Trägheitsmoment des gezogenen Querschnittsbereichs [mm⁴]
- I Trägheitsmoment des gesamten Querschnittsbereichs [mm⁴]

Der Knickmodul für einen Rechteckquerschnitt wurde von Kármán wie folgt angegeben:

$$T_k = \frac{4ET}{(\sqrt{E} + \sqrt{T})^2} \quad (6.3)$$

Im Jahr 1910 führte Kármán an 25 Stahlstützen Versuche durch, welche eine gute Übereinstimmung mit der Knicktheorie von Euler und Engesser lieferten. Kármán erkannte, dass bereits durch eine geringe Exzentrizität die maximale Last deutlich vermindert wird. Vor Kármán wurde schon von Bauschinger, Föppl, Kayser und Müller-Breslau auf den Einfluss der Exzentrizität hingewiesen, jedoch orientierten sich die vorgeschlagenen Nachweisformen noch nach der elasto-statischen Grenzlast. Kármán entwickelte die erste analytische Lösung für die Stabilitätsuntersuchung eines exzentrisch gedrückten Stabes, welcher ein plastisches Verformungsvermögen aufweist. Er beschränkte sich auf kleine Lastexzentrizitäten. Diese Erkenntnisse wurden jedoch nicht in den Richtlinien verarbeitet, und der zentrisch gedrückte Stab blieb noch für Jahrzehnte die Grundlage der Knickbemessung. [35]

Nachdem die Lücke im plastischen Bereich der Knickspannung durch die Ansätze von Considère und Engesser geschlossen und dessen Theorie durch die ausführlichen Versuche von Kármán bestätigt wurde, geschah in diese Richtung viele Jahre nichts. Im Jahr 1926 behandelten Roš und Brunner sowohl die Theorie nach Engesser als auch die Versuche nach Kármán mit Hinblick auf die praktische Verwendbarkeit. Sie gingen einen Schritt weiter als Kármán und setzten auch große Lastexzentrizitäten an. Roš und Brunner erarbeiteten Kurven, für zentrischen und exzentrischen Lastangriff mit der Schwerpunktspannung als Funktion der Schlankheit. Sie legten fest, dass die Verformung eines beidseitig gelenkig gelagerten Stabes, mit für die Praxis genügender Genauigkeit, einer Sinuslinie entspricht. Roš und Brunner führen das Knickproblem in ein Gleichgewichtsproblem über, welches durch das Erreichen einer definierten Randfaserspannung begrenzt wird. [36] [37]

Im Jahr 1928 wurde die Grenzlastforschung von Chwalla wieder aufgegriffen. Mit dem Hinweis von Kármán auf den Einfluss der Exzentrizität fand er eine Erklärung für die starke Streuung der Knickversuche. Seine Vorgehensweise war jedoch selbst bei Rechteckquerschnitten so aufwendig, dass schon bald wieder Näherungslösungen gesucht wurden. Es fanden 1926, 1928 und 1932 die ersten internationalen Kongresse für Brücken- und Hochbau in Zürich, Wien und Paris statt. Es begann sich nun der Grundgedanke durchzusetzen, dass der Nachweis auf zentrisch gedrückte Stäbe, um einen Grenzlastnachweis für den baupraktisch unvermeidbaren fehlerbehafteten Druckstab zu ergänzen sei. Der Ansatz von Chwalla wurde vor allem von Hartmann, Ježek und Fritsche weiterverfolgt. Die theoretische Ausrichtung dieser vier Autoren wurde aufgrund der geografischen und geistigen Heimat auch als „österreichische“ oder „Wiener Schule“ bezeichnet. Ježek führt, wie auch schon zuvor Roš und Brunner, die Näherungslösung einer Sinushalbwelle als Biegelinie des verformten Stabes bei exzentrischer Last ein. [36]

Shanley erkannte 1946, dass die nach Engesser-Kármán berechnete Verzweigungslast ein oberer Grenzwert der Tragfähigkeit ist. Die von Engesser ursprünglich aufgestellte Aussage, wonach der Tangentenmodul zu verwenden sei, zeigt den unteren Grenzwert der Verzweigungslast. An einem perfekt geraden Stab treten keine Verformungen auf bis die Verzweigungslast nach Engesser-Shanley erreicht wird. Bei weiterer Laststeigerung würden alle Fasern im Querschnitt nun eine geringere Steifigkeit, welche dem

Tangentenmodul entspricht, besitzen. Für diese Steifigkeit ist die Verzweigungslast überschritten und der Querschnitt erfährt eine Verformung. Durch dieses seitliche Ausweichen entsteht eine Biegespannung, welche auf der Biegezugseite eine Entlastung bewirkt. Die Steifigkeit der Entlastung ist gleich dem Elastizitätsmodul. Bei zunehmender Belastung steigen die Verformungen bis die Verzweigungslast nach Engesser-Kármán erreicht wird. Größere Lasten als die Verzweigungslast nach Engesser-Kármán kann der gedrückte Stab nicht aufnehmen. Die Theorien von Engesser und Engesser-Kármán gehen von einem schlagartigen Ausweichen beim Erreichen der Verzweigungslast aus. Nach der Theorie von Engesser-Shanley tritt kein plötzliches Ausweichen auf. [35] [37]

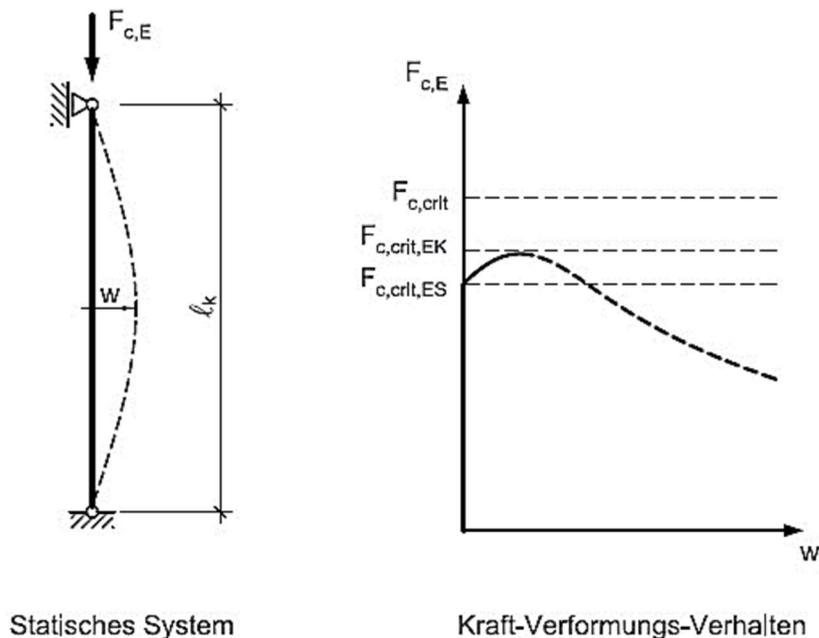


Abbildung 6-3: Verzweigungslast nach Engesser-Kármán (EK) und Engesser-Shanley (ES) [40]

6-2.1 FORSCHUNG IM HOLZBAU

Die Versuchsergebnisse von Tetmajer wurden durch eine große Anzahl an Versuchen im Holzbau bestätigt. 1931 führten Roß und Brunner 160 Knickversuche, teilweise mit zentrischer und teilweise mit exzentrischer Krafteinleitung, an verschiedenen Hölzern mit unterschiedlicher Qualität durch. Fischer und Kühne führten im Jahr 1960 Versuche durch, um den Einfluss der Holzfeuchtigkeit zu untersuchen. Die experimentellen Untersuchungen von Pedersen zeigten den großen Einfluss der streuenden Materialeigenschaften auf die Tragfähigkeit von druckbeanspruchten Holzbauteilen. [40] [41]

Buchanan führte 1984 umfangreiche experimentelle und numerische Untersuchungen für Bauteile unter reiner Druck-, Zug- oder Biegebeanspruchung, sowie für kombinierte Beanspruchung durch. Er ermittelte die Momenten-Krümmungs-Beziehung und daraus die Tragfähigkeit des Holzquerschnitts mit Hilfe des von ihm entwickelten Modells. Er untersuchte die Stabilität von exzentrisch gedrückten Holzbauteilen und berücksichtigte den Größeneffekt. Sein Ansatz beruht auf der Weakest-Link Theorie von Weibull. Er entwickelte ein Berechnungsverfahren, welches auf der Theorie II. Ordnung basiert und das nichtlineare Materialverhalten von Holz durch einen Vergrößerungsfaktor berücksichtigt. [42]

Blass wählte 1987 einen rein numerischen Ansatz zur Lösung des Stabilitätsproblems, ausgehend von dem Materialmodell von Glos. Blass berücksichtigt die Reduktion der Steifigkeit bei zunehmender Druckkraft durch ein Finite Elemente Modell, bei welchem die Steifigkeitsmatrix in jedem Iterationsschritt bestimmt wird. Blass baute aus simulierten Lamellen virtuelle Brettschichtholzstützen, um daraus die mechanischen Eigenschaften abzuschätzen. Diese Stützen wiesen neben den strukturellen auch geometrische

Imperfektionen auf, welche anhand von Messungen an bestehenden Stützen ermittelt wurden. Es wurden eine große Anzahl von Druckstützen simuliert und deren Traglast berechnet, wodurch die statistische Verteilung eines bestimmten Schlankheitsgrades bzw. einer Festigkeit ermittelt werden kann. Durch die Streuung der Festigkeits- und Steifigkeitswerte und der Streuung der geometrischen Imperfektionen wird eine Streuung der Traglast verursacht. Blaß berechnet die Traglast nach Plastizitätstheorie II. Ordnung unter der Berücksichtigung der Arbeitslinie von druckbeanspruchten Holzbauteilen. Dies führt zu höheren Traglasten als nach Elastizitätstheorie II. Ordnung, bei welcher die Traglast bereits als erreicht angesehen wird, wenn die Druckfestigkeit des Holzes an der Randfaser erreicht wird. Blaß gab eine Näherungsformel an, welche auf den 5 %-Quantilwerten der von ihm ermittelten Traglast beruhen. Die von Blaß ermittelten Knickkurven bilden noch heute die Grundlage für die Bemessung von druckbeanspruchten Bauteilen in den europäischen Normen (EC5 EN 1995-1-1 (2010); SIA 265(2012)). [43] [44]

Von Steiger wurden 1995 umfangreiche Versuche zum Tragverhalten von Bauteilen aus Vollholz unter kombinierter Beanspruchung und Vergleiche mit den verschiedenen Berechnungsansätzen durchgeführt, wobei eine gute Übereinstimmung mit dem Vorschlag von Buchanan gefunden wurde. Van der Put führte 1990 theoretische Untersuchungen zum Tragverhalten von kombinierten druck- und biegebeanspruchten Holzbauteilen durch. Er schlug eine bilineare Interaktionsbeziehung vor, welche ein linear-elastisches ideal-plastisches Materialverhalten voraussetzt. Weitere Versuche befassten sich insbesondere mit dem Einfluss des Kriechens und dem Einfluss der wechselnden Holzfeuchte auf das Kriechverhalten. [40]

6-2.2 NORMUNG DER KNICKBERECHNUNG

Infolge der Entwicklung des Eisenbahnbaus der zweiten Hälfte des 19. Jahrhunderts, wurden dafür Bestimmungen und Vorschriften erlassen. Diese Vorschriften betrafen die Qualität und die Lieferung von Konstruktionseisen für den Brückenbau genauso wie Lastangaben und Berechnungsregeln. In diesen Vorschriften wurde der Druckstab erstmals erfasst und deren Berechnung geregelt. Bis zu diesem Zeitpunkt hatten Ingenieure die freie Wahl bei den verschiedenen Verfahren: Euler-Formel, Schwarz-Rankine-Formel oder später die Tetmajer-Gleichung. [36]

In Österreich wurde bis 1907 kein Verfahren vorgeschrieben mit denen Druckstützen zu bemessen waren. Größtenteils soll die Schwarz-Rankine-Formel angewendet worden sein. Im Jahr 1907 wurde der Kurvenzug von Tetmajer-Euler in einer ergänzenden Richtlinie für die Knickberechnung zu der Verordnung der Staatsbahnen von 1904 eingeführt. Es wurde ein Nachweisverfahren mit Knickfaktor eingeführt. Dieser Knickfaktor wurde von dem Kurvenzug von Tetmajer-Euler abgeleitet. In Österreich trat die erste einheitliche Knicknorm B 1002 im Februar 1926 in Kraft. Es wurde größtenteils das Konzept der Vorschriften der österreichischen Staatsbahnen übernommen. Später wurden die von Birk vorgeschlagenen Knickfaktoren aufgrund der Ähnlichkeit zur deutschen Norm in ω -Zahlen umbenannt. [36]

Die ω -Zahl ist das Verhältnis von zulässiger Druckfestigkeit zu zulässigen Knickspannung. Die zulässige Druckfestigkeit $f_{c,0,d}$ wird von der Materialfestigkeit beschränkt. Die zulässige Knickspannung $\sigma_{d,zul}$ in Abhängigkeit der Schlankheit wurde für gedrungene Stäbe durch die Grenzlastspannung und für schlanke Stäbe durch die Knickspannung begrenzt. [36]

Die ω -Zahl wurde wie folgt definiert:

$$\omega(\lambda) = \frac{f_{c,0,d}}{\sigma_{d,zul}} \geq 1 \quad (6.4)$$

Dabei sind:

$\sigma_{d,zul}$ zulässige Knickspannung [N/mm²]

$f_{c,0,d}$ Bemessungswert der Druckfestigkeit parallel zur Faser [N/mm²]

ω Bemessungsfaktor [-]

Der Knicknachweis wurde wie folgt geführt:

$$\frac{\omega \cdot \sigma_{c.0.d}}{\sigma_{d.zul}} \leq 1 \quad (6.5)$$

Dabei sind:

$\sigma_{c.0.d}$ einwirkende Spannung [N/mm²]

Im Jahr 1922 erschienen die Vorschriften für Eisenbauwerke der Deutschen Reichsbahn in welcher für den plastischen Bereich ein bilinearer Verlauf (siehe Tetmajer-Gerade Abbildung 6-2) angesetzt wurde. Diese Regelung ging auch 1934 in die neuen Berechnungsgrundlagen für Stahl (DIN 1050) und für Holz (DIN 1052) mit ein. [35]

Österreich hatte durch die Vereinigung 1938 großen Einfluss auf die deutsche Normgebung. Nach dem Vorbild Österreichs und mit dessen Einfluss auf den Inhalt wurde die DIN 4114 erarbeitet, welche übergreifend für alle Anwendungsgebiete die Stabilitätsberechnung regeln sollte. Im Jahr 1939 wurde die Forderung, einen unvermeidbaren Fehlerhebel in dem Entwurf der Vorschriften (DIN E4114) aufzunehmen, erfüllt. Erst durch die Bereitstellung der analytischen Lösung des Grenzlastproblems für den exzentrisch gedrückten Stab unter Berücksichtigung des Plastifizieren und deren Aufbereitung zu einer baupraktikablen Nachweisform wurde es in die Vorschriften aufgenommen. Es setzte sich die Näherungslösung einer sinusförmigen Vorverformung von Ježek durch. Die ÖNORM 1002 wird 1950 durch die ÖNORM B 4300, Teil 4, abgelöst. Die neue ÖNORM B 4300 wies sehr viele Gemeinsamkeiten mit der DIN 4114 auf. [36]

Im Jahr 1952/53 wird die Norm DIN 4114 eingeführt, welche von nun an den Knicknachweis für den Hochbau, Brückenbau und Kranbau regelt. Von 1910 bis 1919 waren für den Holzbau die preußischen Hochbaubestimmungen gültig, welche neben der Verwendung der Euler-Formel eine 6 bis 10-fache Sicherheit forderten. Von 1922 bis 1969 regelte die DIN 1052A in Anlehnung an den Stahlbau den Knicknachweis im Holzbau. Für Schlankheiten über 100 wurde die Euler-Hyperbel verwendet, darunter wurde die Knickspannung aufgrund der Versuche von Tetmajer als Gerade angenähert. In Anlehnung an den Stahlbau wurde das ω -Verfahren eingeführt, jedoch wurden für alle Güteklassen (Nadel- und Laubholz) dieselben ω -Zahlen verwendet. [36]

Der Entwurf zum Eurocode 5 [45] von 1987 zeigte gute Übereinstimmung mit den früheren Erkenntnissen und Festlegungen (Tetmajer-Gerade). Das vorgeschlagene Bemessungsverfahren wurde wie folgt definiert:

$$k_c = \min \left(\begin{array}{l} 1 \\ \frac{1}{2} (1 + 20\eta) \left[1 + (1 + \eta\lambda(1 + 20\eta)) \frac{f_{c.o.k}}{f_{m.k}} \right] \frac{k_{eu}}{(1 + 20\eta)} \dots \\ \dots - \sqrt{\left(1 + (1 + \eta\lambda(1 + 20\eta)) \frac{f_{c.o.k}}{f_{m.k}} \right) \frac{k_{eu}}{(1 + 20\eta)} \right)^2 - \frac{4k_{eu}}{(1 + 20\eta)}} \end{array} \right) \quad (6.6)$$

$$k_{eu} = \frac{\sigma_{eu.k}}{f_{c.o.k}} = \frac{\pi^2 E_0}{f_{c.o.k} \cdot \lambda^2} \quad (6.7)$$

$$\frac{\sigma_{c.0.d}}{k_c \cdot f_{c.0.d}} + \frac{\sigma_{m.d}}{f_{m.d}} \cdot \frac{1}{1 - \frac{k_c \sigma_{c.0.d}}{k_{eu} f_{c.0.d}}} \leq 1 \quad (6.8)$$

Dabei sind:

k_c Knickabminderungsfaktor [-]

λ Schlankheit [-]

η Imperfektionsbeiwert [-]

k_{eu} Hilfsbeiwert [-]

$\sigma_{eu.k}$ charakteristische Eulerspannung [N/mm²]

- f_{c0k} charakteristische Druckfestigkeit parallel zur Faser [N/mm²]
- f_{mk} charakteristische Biegefestigkeit [N/mm²]
- E_0 Elastizitätsmodul parallel zur Faser [N/mm²]

Die sinusförmige Vorkrümmung wurde mit einer maximalen Verformungsamplitude wie folgt angenommen:

$$e = \eta \cdot r \cdot \lambda \tag{6.9}$$

Dabei sind:

- e maximale Verformungsamplitude [-]
- r Kernweite [-] (6.59)

Der Beiwert η ist für Brettschichtholz und Vollholz in dem Entwurf zum Eurocode 5 [45] wie folgt definiert:

$$\begin{aligned} \text{Brettschichtholz :} & \quad \eta = 0,006 & \text{entspricht } \sim L/500 \\ \text{Vollholz :} & \quad \eta = 0,004 & \text{entspricht } \sim L/300 \end{aligned} \tag{6.10}$$

Im Stahlbau beruhen die Knickbeiwerte auf umfassenden Versuchen, da trotz der besser zu erfassenden Materialeigenschaften, sich durch Unterschiede in den Eigenspannungen, wesentlich differenzierte Knickkurven ergeben. Die experimentellen Knickbeiwerte wurden in weiterer Folge durch eine analytische Näherungsformel bestimmt. Im Jahr 1993 erschien die der Entwurf des EC 5 und es wurde derselbe analytische Ansatz wie im Stahlbau verwendet. Im Jahr 2004 wurde der Abfall der Knickkurve bei einer Schlankheit von $\lambda_{rel,0} = 0.3$ festgelegt (zuvor $\lambda_{rel,0} = 0.5$), da sich für den baupraktischen Bereich größere unbegründete Abweichungen ergaben. Die aktuelle Bemessung lt. EC 1995-1-1:2015 wird in Kapitel 6-5 erläutert. [39]

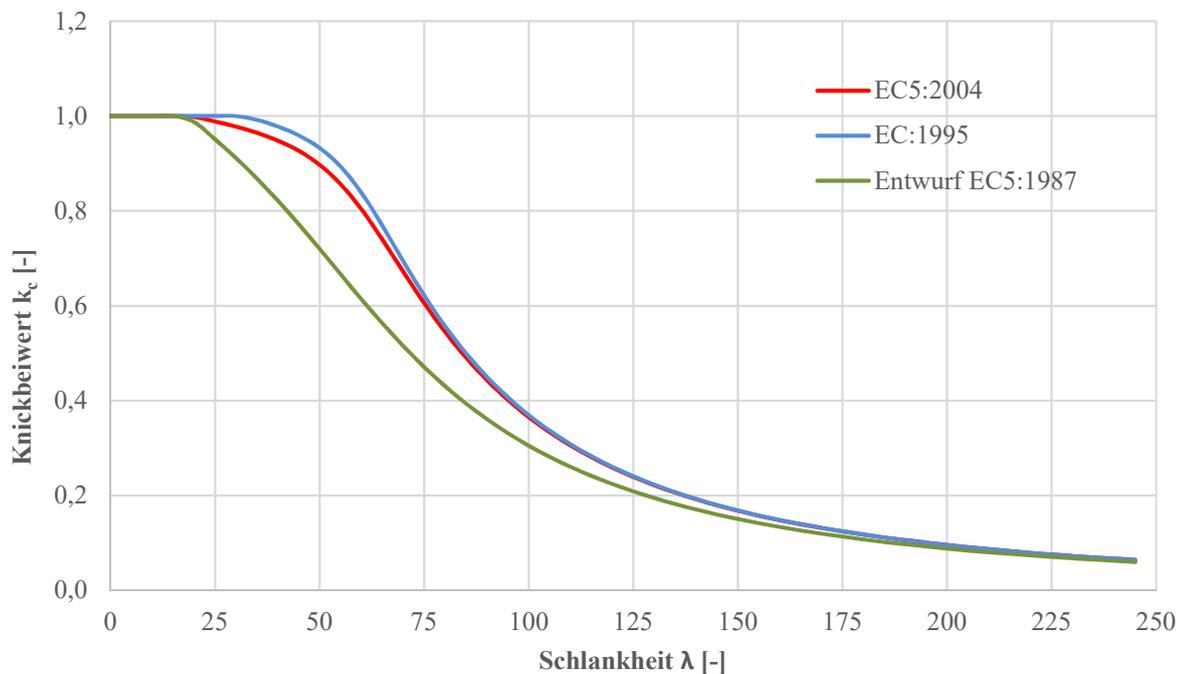


Abbildung 6-4: Vergleich der Knickkurven von 1987 bis 2004; in Anlehnung an [39]

Wie in der Abbildung 6-4 ersichtlich, ergeben sich für die Knickkurven aus dem Entwurf des Eurocodes von 1987 im Vergleich zur Fassung von 1995 und 2004 im baupraktischen Bereich signifikante Abweichungen.

Wie Gehri feststellte, fordert die vermehrte Verwendung von Laubholz eine Überprüfung der angegebenen Knickkurven auf deren Gültigkeit für Laubholz. Ehrhart untersuchte zu diesem Thema die Stabilität von Brettschichtholzstützen aus Buche. Das Verhältnis von Druckfestigkeit zu Elastizitätsmodul der Buche ist im Vergleich zu den von Blaß untersuchten Brettschichtholz signifikant höher. Ehrhart untersuchte 16 Stützen mit einem Querschnitt von 200x200 mm und einer Festigkeit von GL40 und GL48. Es wurden Stützen mit 2,4 m und 3,6 m Länge und einer Exzentrizität von 5 bis 8 mm ($l_k/500$) geprüft. Gemessen wurden die vertikale und horizontale Verformung sowie die Belastung. Die Ergebnisse der Knickversuche wurden mit der Knickberechnung lt. EC5 EN 1995-1-1 (2010) [1] mit $\beta_c = 0,1$ und $\lambda_{rel,0} = 0,3$ verglichen. Die Berechnung lt. EC5 führt bei der Knicklänge 2,4 m zu einer Überschätzung von 20 % und bei einer Länge von 3,6 m zu einer Überschätzung von 25 %. [39] [46]

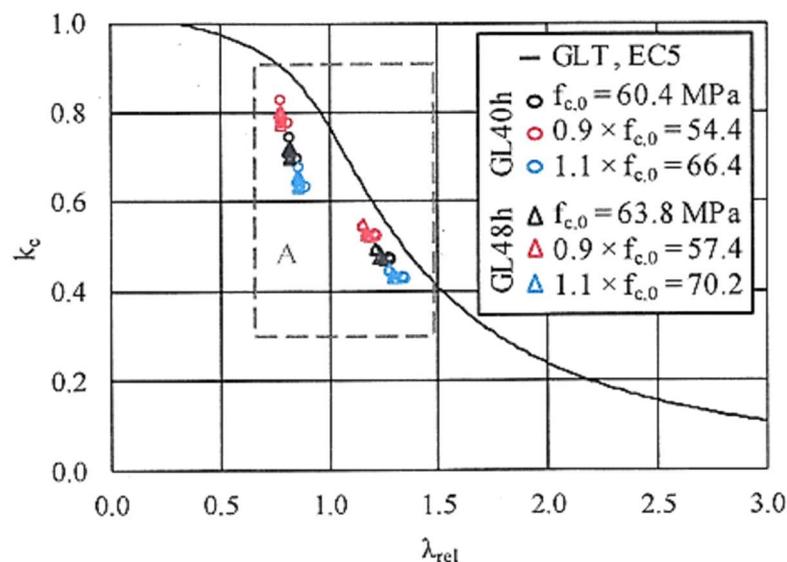


Abbildung 6-5: Ergebnisse der Stabilitätsuntersuchungen für Brettschichtholz aus Buche [6]

6-3 BIEGEKNICKEN

Ein gerader, zentrisch gedrückter Stab mit einem linear-elastischem Materialverhalten und unendlicher Festigkeit ist ein idealisiertes Problem und in der Realität nicht anzufinden. In weiterer Folge wird auf die Abweichungen von diesem idealisierten Stab eingegangen und die Einflüsse von Querbelastung, Imperfektionen und nicht lineares Materialverhalten erklärt. Ein gerader Stab, mit großer Schlankheit, wird bei einer kontinuierlich ansteigenden axialen Druckkraft durch seitliches Ausweichen versagen. Dieses seitliche Ausweichen wird als Knicken bezeichnet. Die Kraft bei der ein Stab ausknickt wird als Euler'sche Verzweigungslast definiert. In dem theoretischen Fall, dass die Druckkraft exakt zentrisch angreift und keine Schübe im Tragwerk auftreten, entstehen keine Biegemomente in der Struktur. Unter der Annahme einer unendlichen Festigkeit tritt somit kein Spannungsproblem, sondern ein Verzweigungsproblem auf: Kippen, Knicken oder Beulen. Unter einer bestimmten kritischen Last existiert neben dem geraden Stab eine infinitesimal benachbarte (ausgeknickte) Gleichgewichtslage. Im Spannungsdehnungsdiagramm verzweigt das Gleichgewicht, wenn die Verzweigungsspannung erreicht wird. In der Mathematik wird dies als Eigenwertproblem bezeichnet, da die Gleichung des Eigenwertproblems unendlich viele Eigenwerte aufweist. Vom technischen Standpunkt aus ist nur der geringste Eigenwert von Bedeutung, da dieser die kleinste zugehörige Verzweigungslast aufweist. Bei der Herleitung der Knickformel handelt es sich um eine linearisierte Theorie und gilt somit nur für „kleine Verformungen“. Jedoch ist die ideale Knicklast von Bedeutung, denn diese stellt den Grenzwert des linear-elastischen Spannungsproblems dar. [40] [35]

Als Grundlage für die Herleitung der Deformationsmethode wurden im Folgenden die Unterlagen von Guggenberger [47] und Petersen [35] verwendet.

Die Betrachtung eines ebenen Fachwerks zeigt, dass „geometrisch nicht lineare“ Effekte für steife Systeme ausschließlich auf Umlenkeffekte der Stabnormalkräfte in den Knotenpunkten zurückzuführen sind. Diese Umlenkeffekte der Stabnormalkräfte aufgrund der sich einstellenden Knotenverschiebung müssen im Kräftegleichgewicht zusätzlich berücksichtigt werden. Als steife Systeme werden Systeme bezeichnet, welche bei Laststeigerung keine nennenswerten Biegeverformungen vor Erreichen des ersten kritischen Gleichgewichtszustandes zeigen. Diese Systeme weisen sogenannte „kleine Verformungen“ auf und es können vereinfachte, linearisierte, kinematische Relationen, ohne einen nennenswerten Genauigkeitsverlust, verwendet werden. Geometrische Imperfektionen sind anfängliche Abweichungen von der planmäßigen Systemgeometrie und stellen sich als gekrümmte, schräggestellte und/oder mit Endexzentrizität behaftete Stabachsenverläufe dar. Diese geometrischen Imperfektionen können durch eine zusätzlichen Umlenkbelastung in Stabquerrichtung, wirksam am ideal geraden Stab, in der Theorie II. Ordnungen erfasst werden. [47]

Bei der statischen Herleitung der Grundgleichung der Deformationsmethode wird ein Element des verformten Druckstabes herausgetrennt. Die Schnittebenen stehen normal zur verformten Stabachse. Die Umlenkkräfte entstehen durch die entlang der x-Achse kontinuierlich verlaufende Stabkrümmung zufolge der veränderlicher Stabachsenneigung. Die in der Stabachse wirkende Normalkraft muss entsprechend der Krümmung an jeder Stelle umgelenkt werden. [47]

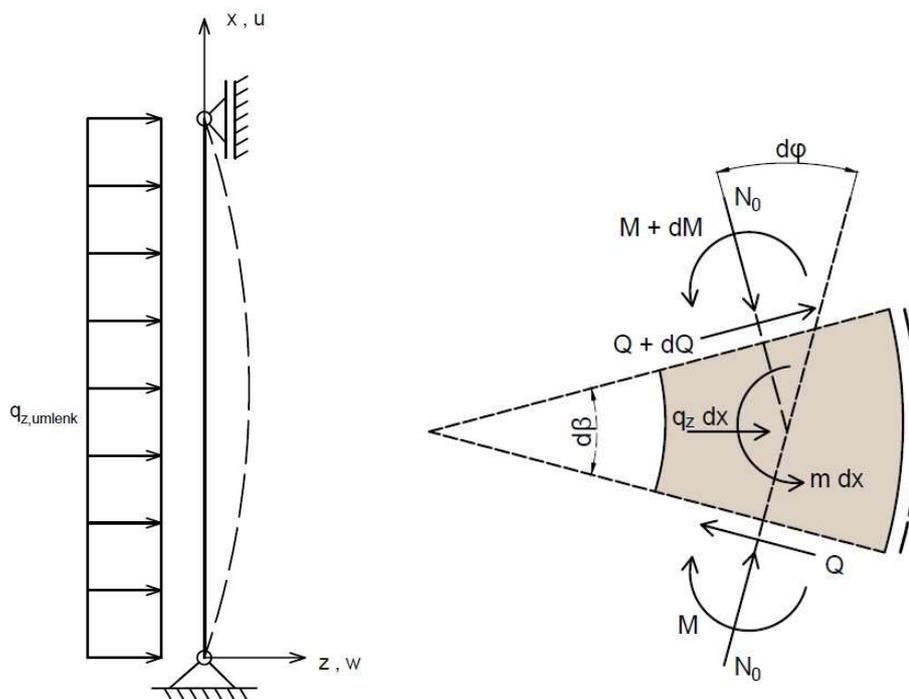


Abbildung 6-6: Kräftegleichgewicht am herausgeschnittenen Stabelement; in Anlehnung an [47]

Die gleichgewichtsäquivalente Umlenkbelastung ist wie folgt definiert:

$$q_{z,umlenk} = N_0 \cdot \kappa = -N_0 \cdot w'' \quad (6.11)$$

In der Annahme, dass es sich um „kleine Verformungen“ im Verhältnis zur Stützenlänge handelt, kann die Berechnung der Krümmung somit vereinfacht als zweite Ableitung der Durchbiegung angenommen werden. [47]

$$\kappa = -w'' = \frac{d\varphi}{dx} = \frac{d}{dx} \left(-\frac{dw}{dx} \right) \quad (6.12)$$

Die Untersuchungen von „großen Verformungen“ an einem dehnstarrten Stab, wie z.B. die Verformung oberhalb der Verzweigungslast, müssen mit dem genaueren Elastizitätsgesetz durchgeführt werden. [47]

$$\kappa = \frac{w''}{(1+(w')^2)^{3/2}} \quad (6.13)$$

Im nächsten Schritt wird das statische Gleichgewicht am herausgeschnittenen Stabelement gebildet.

$$Q' + (q_{z,umlenk} + q_z) = 0 \quad (6.14)$$

Für die Normalkraft gilt die Vorzeichenkonvention „Plus“ für Zugnormalkräfte und „Minus“ für Drucknormalkräfte.

$$Q \pm N_0 \cdot w'' + q_z = 0 \quad (6.15)$$

Im Falle eines transversal schubstarrten Stabes gibt es keine konstitutive Relation für die Querkraft. Diese muss aus dem Momentengleichgewicht zurück gerechnet werden.

$$M' + Q + m = 0 \rightarrow Q = M' + m \quad (6.16)$$

$$(M' + m) \pm N_0 \cdot w'' + q_z = 0 \quad (6.17)$$

Es wird eine Ersatzquerbelastung q_z^* eingeführt.

$$q_z^* = q_z + m' \quad (6.18)$$

$$M'' \pm N_0 \cdot w'' + q_z^* = 0 \quad (6.19)$$

Unter der Annahme von linear-elastischem Materialverhalten ist das Biegemoment wie folgt definiert:

$$M = -w'' \cdot EI \quad (6.20)$$

Durch Einsetzen des Elastizitätsgesetzes für das Biegemoment in die Gleichgewichtsgleichung, ergibt sich die „Grundgleichung der Deformationsmethode“. Die Lösung der Grundgleichung für das Biegeproblem stellt aus mathematisch Sicht die Lösung eines Randwertproblems der Differentialgleichungstheorie dar. Die Lösung besteht aus vier linear unabhängigen Teillösungen und einer partikularen Lösung die von der Belastungsfunktion abhängig ist. [35]

Für die Normalkraft gilt nun die Vorzeichenkonvention Minus für Zugnormalkräfte und Plus für Drucknormalkräfte.

$$w^{IV} \mp \frac{N_0}{EI} \cdot w'' = \frac{q_z^*}{EI} \quad (6.21)$$

Der elementare Grundfall, bei welchem die Normalkraft-Umlenkeffekte nicht berücksichtigt werden, wird als Theorie 1.Ordnung bezeichnet.

$$w^{IV} = \frac{q_z^*}{EI} \quad (6.22)$$

Durch das Einführen einer dimensionslosen Längskoordinate ξ erhalten wir eine normierte Form der Differentialgleichung. Dies bedeutet das alle Terme der DGL die physikalische Dimension „1“ haben.

$$\xi = \frac{x}{L} \quad (6.23)$$

In weiterer Folge wird die dimensionslose Stabkennzahl ε als Vorfaktor eingeführt.

$$\varepsilon = L \cdot \sqrt{\frac{N_0}{EI}} \quad (6.24)$$

$$w^{IV} \mp \varepsilon^2 \cdot w'' = \frac{q_z^* \cdot L^4}{EI} \quad (6.25)$$

Allgemeiner Lösungsansatz der homogenen Differentialgleichung:

$$w = C \cdot e^{\lambda \xi} \quad (6.26)$$

$$(\lambda^4 + \varepsilon^2 \cdot \lambda^2) \cdot C \cdot e^{\lambda \xi} = 0$$

$$(\lambda^4 + \varepsilon^2 \cdot \lambda^2) = 0 \quad (6.27)$$

$$\lambda^2(\lambda^2 + \varepsilon^2) = 0$$

Die Lösung dieser Differentialgleichung sind die vier Nullstellen der Parabel 4. Grades. Die vier Nullstellen sind die Doppelnullstelle $\lambda_1 = \lambda_2 = 0$ und $\lambda_3 = \lambda_4 = \varepsilon \cdot i$. Unter der Beachtung, dass konjugiert-komplexe Exponenten im Lösungsansatz reellen trigonometrischen Lösungsanteilen entsprechen und somit die Rechnung im komplexen Zahlenbereich umgangen werden kann, ergibt sich die Standard-Darstellung der homogenen Fundamentallösung. [47]

Die homogene Lösung mit vier Integrationskonstanten lautet wie folgt.

$$w_{\text{hom}} = C_1 + C_2 \cdot \varepsilon \xi + C_3 \cdot \sin(\varepsilon \xi) + C_4 \cdot \cos(\varepsilon \xi) \quad (6.28)$$

Der lineare Lösungsanteil entspricht einer kombinierten Parallelverschiebung und Schrägstellung der Stabachse. Dieser Starrkörperzustand weist keine Stabkrümmung und somit auch keine begleitenden Schnittgrößen auf. Der periodische Lösungsanteil entspricht einem gleichmäßig periodischen Verformungsverlauf entlang der Stabachse. Durch die auftretende Stabkrümmung treten bei dem periodischen Lösungsanteil die begleitenden Schnittgrößen (Moment und Querkraft) auf. [47]

Es liegt im Normalfall keine Parallelverschiebung vor, weswegen sich die Integrationskonstante C_1 für die weitere Berechnung zu null ergibt. Für eine Stütze, welche an beiden Seiten gelenkig gelagert ist, wird als Randbedingungen festgelegt, dass die Durchbiegung und das Biegemoment an den Stabenden null sein müssen. Mit diesen vier Bedingungen können die Integrationskonstanten berechnet werden.

$$\begin{aligned} w(\xi = 0) = 0 \cup M(\xi = 0) = 0 \\ w(\xi = 1) = 0 \cup M(\xi = 1) = 0 \end{aligned} \quad (6.29)$$

Das Biegemoment wird bestimmt unter der Verwendung von $M(\xi) = -(w(\xi))'' \cdot EI$.

$$w(\xi) = C_2 \cdot \varepsilon \xi + C_3 \cdot \sin(\varepsilon \xi) + C_4 \cdot \cos(\varepsilon \xi) \quad (6.30)$$

$$w'(\xi) = \varepsilon \cdot C_3 \cdot \cos(\varepsilon \xi) - \varepsilon \cdot C_4 \cdot \sin(\varepsilon \xi) \quad (6.31)$$

$$w''(\xi) = -\varepsilon^2 \cdot C_3 \cdot \sin(\varepsilon \xi) - \varepsilon^2 \cdot C_4 \cdot \cos(\varepsilon \xi) \quad (6.32)$$

Durch Einsetzen der Randbedingungen werden die Integrationskonstanten berechnet.

$$w(\xi = 0) = 0 \rightarrow C_2 \cdot 0 + C_3 \cdot \sin(0) + C_4 \cdot \cos(0) = 0 \rightarrow C_4 = 0 \quad (6.33)$$

$$M(\xi = 0) = 0 \rightarrow C_3 \cdot \sin(\varepsilon \xi) + C_4 \cdot \cos(\varepsilon \xi) = 0 \rightarrow 0 = C_3 \cdot \sin(\varepsilon \xi) \quad (6.34)$$

Die triviale Lösung $C_3=0$ und somit $w(x)=0$ führt zu keinem sinnvollem Ergebnis und es wird nur das zweite Produkt in der Geleichung betrachtet.

$$0 = \sin(\varepsilon \cdot 1) \rightarrow \varepsilon = n \cdot \pi \rightarrow n \in \mathbb{Z} \quad (6.35)$$

Für die Knicklastberechnung ist nur die erste Eigenform ($n=1$) der Stütze von Bedeutung, da diese zur kleinsten kritischen Last führt. Die Knicklast einer an beiden Seiten gelenkig gelagerten Stütze kann nun durch Umformen der Stabkennzahl berechnet werden. [47]

$$\varepsilon = n \cdot \pi = L \cdot \sqrt{\frac{N}{EI}} \rightarrow N_{cr} = \frac{n^2 \pi^2 \cdot EI}{L^2} \quad (6.36)$$

$$w(\xi = 1) = 0 \rightarrow C_2 \cdot \varepsilon + C_3 \cdot \sin(\varepsilon \pi) = 0 \rightarrow C_2 = 0 \quad (6.37)$$

Es ergibt sich somit für die Integrationskonstante C_3 die maximale Verformung nach Theorie II. Ordnung in Stabmitte.

$$w(\xi = \frac{1}{2}) = w_{II} \rightarrow C_3 \cdot \sin(\pi \cdot \frac{1}{2}) = w_{II} \rightarrow C_3 = w_{II} \quad (6.38)$$

Für die Berechnung der Durchbiegung entlang der Stabachse wird die folgende Funktion definiert:

$$w(x) = w_{II} \cdot \sin(n \pi \frac{x}{L}) \quad (6.39)$$

6-3.1 IMPERFEKTIONEN

Ein gekrümmter, exzentrisch gedrückter oder querbelasteter Stab ist ein sehr komplexes Problem. Bei einem geraden, zentrisch gedrückten Stab tritt kein seitliches Ausweichen auf bis die Verzweigungslast erreicht wird. Bei einem gekrümmten, exzentrisch gedrückten oder querbelasteten Stab führen hingegen schon kleine Belastungen zu einem seitlichen Ausweichen. Bei steigender Belastung nehmen diese Verformungen überproportional zu. Zu Beginn wird auch hier ein idealisierter Stab mit einem ideal-elastischem Materialverhalten und einer unendlichen Festigkeit betrachtet. Der Stab ist auf beiden Seiten gelenkig gelagert und weist eine sinusförmige Vorverformung auf. Die maximale Vorverformung beträgt w_0 und befindet sich in Stabmitte. Bei Belastung durch eine in den Auflagerpunkten zentrisch wirkende Druckkraft entsteht durch die Vorverformung ein Biegemoment. Da das Verhalten von exzentrisch gedrückten oder querbelasteten Stäben sehr ähnlich dem Verhalten eines gekrümmten Stabes ist, kann das Problem eines exzentrisch gedrückten oder querbelasteten Stabes auf das eines Stabes mit Vorverformung zurückgeführt werden. Es wird häufig von einer sinusförmigen Vorverformung ausgegangen.

Geometrische Imperfektionen, wie z.B. herstellungsbedingte oder montagebedingte Abweichungen von der idealen, planmäßigen Sollform ergeben einen Zusatzlastfall für den ideal geraden Stab. Dieser Zusatzlastfall beinhaltet imperfektionäquivalente Umlenk- oder Abtriebskräfte. In der Norm wird der Begriff geometrische Ersatzimperfektion definiert und bezeichnet die anzusetzende Imperfektionsamplitude als repräsentativen Ersatz für alle an Stäben auftretenden materiellen und strukturellen Imperfektionen. Diese geometrischen Ersatzimperfektionen sind im Allgemeinen größer als die vorgeschriebenen einzuhaltenden Herstellungs- und Montagetoleranzen. [47]

Allgemein werden Umlenklasten infolge von Imperfektionen in gekrümmten Bereichen wie folgt definiert. Kontinuierlich verteilte Umlenkstreckenlast:

$$q_{z,umlenk,imp} = -N_0 \cdot \delta''_0 \quad (6.40)$$

Konzentrierte Umlenknotenlast im Stabanfangs und Stabendpunkt und/oder in Knickstellen der Imperfektionsfigur:

$$F_{z,umlenk,imp} = -N_0 \cdot \Delta \delta'_0 \quad (6.41)$$

Für die weitere Berechnung des an beiden Seiten gelenkig gelagerten Stabes wird eine Anfangskrümmung als sinusförmige Vorverformung berücksichtigt.

$$\delta_0 = \delta_{0,n} \cdot \sin\left(\frac{n\pi x}{L}\right) \quad (6.42)$$

Für die weitere Berechnung wird vereinfacht mit:

$$\alpha = \frac{n\pi}{L} \quad (6.43)$$

Für eine sinusförmige Vorverformung tritt die folgende Umlenklast auf:

$$q_{z,\text{umlenk,imp}} = -N_0 \cdot \delta''_0 = \alpha^2 \cdot N_0 \cdot \delta_0 \sin(\alpha x) \quad (6.44)$$

Die Ableitungen der Durchbiegung ergeben folgende Gleichungen:

$$w''(x) = -w_{II} \cdot \alpha^2 \sin(\alpha x) \quad (6.45)$$

$$w'''(x) = w_{II} \cdot \alpha^4 \sin(\alpha x) \quad (6.46)$$

Durch Einsetzen in die Gleichgewichtsdifferentialgleichung ergibt sich:

$$\left(\alpha^4 - \alpha^2 \cdot \frac{N_0}{EI}\right) \cdot w_{II} \cdot \sin(\alpha x) = \frac{q_{z,\text{umlenk,imp}}}{EI} \quad (6.47)$$

In weiterer Folge wird für die Querbelastung die imperfektionäquivalente Umlenkbelastung eingesetzt.

$$\alpha^4 \left(1 - \frac{N_0}{EI \cdot \alpha^2}\right) \cdot w_{II} \cdot \sin(\alpha x) = \frac{\alpha^2 \cdot N_0 \cdot \delta_0 \cdot \sin(\alpha x)}{EI} \quad (6.48)$$

$$\left(1 - \frac{N_0}{EI \cdot \alpha^2}\right) \cdot w_{II} = \frac{N_0 \cdot \delta_0}{EI \cdot \alpha^2} \quad (6.49)$$

Die Definition der Verzweigungslast ist wie folgt definiert:

$$N_{cr} = EI \cdot \alpha^2 = \frac{EI \cdot \pi^2 \cdot n^2}{L^2} \quad (6.50)$$

Durch Einsetzen der Verzweigungslast erhalten wir die Gleichung für die Berechnung der Durchbiegung nach Theorie II. Ordnung.

$$w_{II} = \frac{N_0 \cdot \delta_0}{N_{cr}} \cdot \frac{1}{\left(1 - \frac{N_0}{N_{cr}}\right)} = w_I \cdot \frac{1}{\left(1 - \frac{N_0}{N_{cr}}\right)} \quad (6.51)$$

Die Berechnung wurde nach linear-elastischer Theorie II. Ordnung durchgeführt. Es lässt sich an der Formel zur Berechnung der Durchbiegung nach Theorie II. Ordnung erkennen, dass bei unendlicher Festigkeit die Verformungen endlich bleiben, solange die einwirkende Normalkraft kleiner als die Verzweigungslast ist. Wenn sich die Normalkraft an die Verzweigungslast annähert, steigen die Verformungen gegen unendlich. Der Nenner wird null, wenn die einwirkende Normalkraft die Verzweigungslast erreicht. Dieser Gleichgewichtszustand wird als indifferent bezeichnet. Für Normalkräfte, welche größer sind als die Verzweigungslast, kann kein Gleichgewichtszustand am verformten Stab gefunden werden. Infolgedessen stellt die Verzweigungslast die maximal aufnehmbare Last für einen gekrümmten Stab dar. Dieser theoretische Maximalwert kann in der Realität jedoch nicht erreicht werden, da die Festigkeit des Materials die Tragfähigkeit limitiert. Die Verformungen und die dadurch entstehenden Biegemomente nehmen mit anwachsender Normalkraft überproportional zu, bis die Festigkeit des Materials erreicht ist. Somit liegt für einen linear-elastischen Druckstab mit sinusförmiger Vorverformung immer ein Spannungsproblem vor und kein Gleichgewichtsproblem. Bei Stäben, welche aus einem elastisch plastischen Material bestehen und aufgrund dessen ein plastisches Verformungsvermögen aufweisen, kann hingegen ein Stabilitätsproblem auftreten. [47] [35]

Der Vergrößerungsfaktor oder Dischinger-Faktor α_{cr} berücksichtigt das überproportionale Ansteigen der Verformung bei zunehmender Normalkraft nach Theorie II. Ordnung.

$$\alpha_{cr} = \frac{w_{II}}{w_I} = \frac{1}{\left(1 - \frac{N_0}{N_{cr}}\right)} \quad (6.52)$$

Das Einsetzen der Durchbiegung in die Gleichung der Elastizitätstheorie zeigt, dass der Vergrößerungsfaktor für die Berechnung der Momente nach Theorie II. Ordnung angewendet werden kann.

$$M(x)^{II.Ord} = -EI \cdot w'' = EI \cdot \alpha^2 \cdot w_{II} \cdot \sin(\alpha x) = EI \cdot \alpha^2 \cdot w_I \cdot \alpha_{cr} = N_0 \cdot \delta_0 \cdot \alpha_{cr} = M^{I.Ord} \cdot \alpha_{cr} \quad (6.53)$$

6-3.2 NICHT LINEARES MATERIALVERHALTEN

Bis zu diesem Zeitpunkt wurde die Berechnung der Verformungen unter der Berücksichtigung von Querabtriebseffekten zufolge axialer Druckkräfte und Imperfektionen durch imperfektionsäquivalente Umlenkbelastungen durchgeführt. Jedoch wurde das Materialverhalten immer als linear-elastisch angenommen. Um realistische Knicktraglasten für den axial-gedrückten Biegestab zu erhalten, muss zusätzlich das elastisch-plastische Materialverhalten für den jeweiligen Baustoff, wie z.B. Stahl, Holz, Beton, mitberücksichtigt werden. [47]

Das Faserfließmodell ist das am meisten vereinfachte bzw. das idealisierte plastische Versagenskriterium. Somit verhält sich das System entsprechend dieser Annahme vollständig elastisch. Der maximale Spannungszustand ist erreicht, wenn die am stärksten beanspruchte Faser im ungünstigsten Querschnitt den Fließzustand oder die Proportionalitätsgrenze erreicht, so errechnet sich die untere Grenze der Systemtraglast. Genauere Modelle zur Berechnung der Traglast sind das Fließgelenkmodell und das Fließzonenmodell.

Im folgenden Abschnitt werden die Unterschiede in der Bemessung für die Materialien Holz (H) und Stahl (S) anhand der getroffenen Annahmen und Vereinfachungen erläutert. [47]

$$H: \frac{N}{A \cdot f_{c,0}} + \frac{M}{W \cdot f_m} \leq 1 \quad S: \frac{N}{A \cdot f_y} + \frac{M}{W \cdot f_y} \leq 1 \quad (6.54)$$

Für die Knicklastberechnung ist das Versagen der Druckrandfaser maßgebend. Für die weiteren Berechnungen wird angenommen, dass die Druckfestigkeit und die Biegefestigkeit gleich sind. Diese Annahme ist für Stahl zulässig, jedoch treten bei Holz Unterschiede zwischen Druck- und Biegefestigkeit (siehe ÖNORM EN 338: Bauholz für tragende Zwecke – Festigkeitsklassen [48]) auf. In der ÖNORM EN 14080: Holzbauwerke – Brettschichtholz und Balkenschichtholz - Anforderungen [49] wurden die Druckfestigkeit und die Biegefestigkeit angepasst. Aus Materialprüfungen ist jedoch bekannt, dass die Druckfestigkeit im Allgemeinen über der Biegefestigkeit liegt.

$$H: \frac{N_0}{A \cdot f_{c,0}} + \frac{M}{W \cdot f_{c,0}} \leq 1 \quad S: \frac{N_0}{A \cdot f_y} + \frac{M}{W \cdot f_y} \leq 1 \quad (6.55)$$

Das einwirkende Moment berechnet sich durch das Moment I. Ordnung mal dem Vergrößerungsfaktor.

$$M = M^{I.Ord} \cdot \alpha_{cr} = \frac{\delta_0 \cdot N_0}{\left(1 - \frac{N_0}{N_{cr}}\right)} \quad (6.56)$$

$$H: \frac{N_0}{A \cdot f_c} \cdot \left(1 + \frac{A}{W} \cdot \frac{\delta_0}{\left(1 - \frac{N_0}{N_{cr}}\right)}\right) = 1 \quad S: \frac{N_0}{A \cdot f_y} \cdot \left(1 + \frac{A}{W} \cdot \frac{\delta_0}{\left(1 - \frac{N_0}{N_{cr}}\right)}\right) = 1 \quad (6.57)$$

Für die weitere Berechnung wird ein Knickabminderungsfaktor k_c bzw. χ eingeführt, dieser ermöglicht die Formulierung der Knickbedingungen in dimensionsloser Form.

$$H: k_c = \frac{N_0}{A \cdot f_c} \quad S: \chi = \frac{N_0}{A \cdot f_y} \quad (6.58)$$

Die Kernweite r ist definiert durch das Verhältnis von Widerstandsmoment zu Fläche.

$$r = \frac{W}{A} \quad (6.59)$$

Die bezogene Imperfektionsamplitude d ist das Verhältnis von Imperfektionsamplitude zu Kernweite.

$$d = \frac{\delta_0}{r} \quad (6.60)$$

$$k_c \left(1 + \frac{d}{\left(1 - \frac{k_c \cdot A \cdot f_{c.0}}{N_{cr}}\right)} \right) = 1 \quad (6.61)$$

Dieser analytische Gedankengang wurde bereits von Ayrton, Perry und Robertson um 1900 durchgeführt und angewandt und ist deshalb auch als Ayrton-Perry-Robertson Formel bekannt. [47]

Das Einführen des bezogenen Schlankheitsparameters λ_{rel} bzw. $\bar{\lambda}$ macht es möglich die Knickspannungskurven unterschiedlicher Materialien in einem Diagramm in vergleichbarer Form darzustellen.

$$H: \lambda_{rel} = \sqrt{\frac{f_{c.0}}{\sigma_{cr}}} = \sqrt{\frac{A \cdot f_{c.0}}{N_{cr}}} \quad S: \bar{\lambda} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}} = \sqrt{\frac{A \cdot f_y}{N_{cr}}} \quad (6.62)$$

$$H: k_c \left(1 + \frac{d}{(1 - k_c \cdot \lambda_{rel}^2)} \right) = 1 \quad S: \chi \left(1 + \frac{d}{(1 - \chi \cdot \bar{\lambda}^2)} \right) = 1 \quad (6.63)$$

Die quadratische Gleichung zur Berechnung des Knickabminderungsfaktors lautet wie folgt:

$$H: 0 = k_c^2 - \frac{2k_c}{\lambda_{rel}^2} \left(\frac{1 + \lambda_{rel}^2 + d}{2} \right) + \frac{1}{\lambda_{rel}^2} \quad S: 0 = \chi^2 - \frac{2\chi}{\bar{\lambda}^2} \left(\frac{1 + \bar{\lambda}^2 + d}{2} \right) + \frac{1}{\bar{\lambda}^2} \quad (6.64)$$

Es wird der Beiwert k bzw. Φ wie folgt definiert:

$$H: k = \left(\frac{1 + \lambda_{rel}^2 + d}{2} \right) \quad S: \Phi = \left(\frac{1 + \bar{\lambda}^2 + d}{2} \right) \quad (6.65)$$

Die umgeformte Lösung der quadratischen Gleichung ergibt den Knickabminderungsfaktor wie er in der Norm EN 1993-1-1 bzw. EN 1995-1 zu finden ist.

$$H: k_c = \frac{1}{k + \sqrt{k - \lambda_{rel}^2}} \leq 1 \quad S: \chi = \frac{1}{\Phi + \sqrt{\Phi - \bar{\lambda}^2}} \leq 1 \quad (6.66)$$

Um die gewohnte Darstellung für den Hilfsbeiwert k bzw. Φ zu erhalten wird in weiterer Folge wie folgt umgeformt:

$$r = \frac{W}{A} = \frac{I}{e \cdot A} = \frac{i^2}{e} \quad (6.67)$$

Die maximale Imperfektionsamplitude wird für Brettschichtholz mit $L/500$ und für Vollholz mit $L/300$ in der EN 1995-1-1 [1] begrenzt. Im Stahlbau wird die Imperfektionsamplitude für fünf verschiedene Knickkurven und der Bemessungsmethode (elastisch bzw. plastisch) angegeben, dabei liegen die Werte zwischen $L/350$ und $L/100$. In der weiteren Berechnung wird die Imperfektionsamplitude mit L/X berücksichtigt.

$$\delta_0 = \frac{(L-L_0)}{X} \quad (6.68)$$

$$d = \frac{\delta_0}{r} = \frac{(L-L_0) \cdot e}{i^2 \cdot X} = (\lambda - \lambda_0) \cdot \frac{e}{i \cdot X} \quad (6.69)$$

Im Holzbau werden größtenteils nur Rechteckquerschnitte und im Stahlbau I-Profile verwendet, bei beiden kann in weiterer Folge vereinfacht werden zu:

$$\frac{e}{i} = \frac{h}{2} \cdot \sqrt{\frac{A}{I}} = \frac{h}{2} \cdot \sqrt{\frac{bh \cdot 12}{bh^3}} = \sqrt{3} \quad (6.70)$$

$$d = (\lambda - \lambda_0) \frac{\sqrt{3}}{X} \quad (6.71)$$

$$H: d = \pi \cdot \sqrt{\frac{E_{c,0}}{f_{c,0,k}}} \cdot (\lambda_{rel} - \lambda_{rel,0}) \cdot \frac{\sqrt{3}}{X} \quad S: d = \pi \cdot \sqrt{\frac{E_s}{f_y}} \cdot (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) \cdot \frac{\sqrt{3}}{X} \quad (6.72)$$

Der Ausdruck wird vereinfacht mit Hilfe des Imperfektionsbeiwertes β_c . Im Stahlbau wurde für die gängigsten Querschnittsprofile die Berechnung des Imperfektionsbeiwertes α eingeführt.

$$H: \beta_c = \frac{\sqrt{3}}{X} \cdot \pi \cdot \sqrt{\frac{E_{0,05}}{f_{c,0,k}}} \quad S: \alpha = \frac{\sqrt{3}}{X} \cdot \pi \cdot \sqrt{\frac{E_s}{f_y}} \quad (6.73)$$

$$H: k = 0,5 \cdot (1 + \beta_c (\lambda_{rel} - \lambda_{rel,0}) + \lambda_{rel}^2) \quad S: \Phi = 0,5 \cdot (1 + \alpha (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2) \quad (6.74)$$

Es tritt kein Knicken bei Bauteilen ein, welche eine geringere Länge als das sechsfache ihrer Höhe aufweisen. Dieses Verhalten wurde durch Versuche am Institut für Holzbau und Holztechnologie bestätigt. [3]

Somit ergibt sich die die Grenزشlankheit $\lambda_{rel,0}$ bzw. $\bar{\lambda}_0$, bei welcher der Stab nicht knickt:

$$\lambda_0 = \frac{L_0}{i} = \frac{6 \cdot h \cdot \sqrt{12}}{h} \approx 20 \quad (6.75)$$

$$H: \lambda_{rel,0} = \frac{\lambda_0}{\pi} \cdot \sqrt{\frac{f_{c,0,k}}{E_{0,05}}} = \frac{20}{\pi} \cdot \frac{1}{20} \approx 0,3 \quad S: \bar{\lambda}_0 = \frac{\lambda_0}{\pi} \cdot \sqrt{\frac{f_y}{E_s}} \approx \frac{20}{100} \approx 0,2 \quad (6.76)$$

Abschließend kann die Formel zur Berechnung des Beiwertes k bzw. Φ in gewohnter Form angeschrieben werden:

$$H: k = 0,5 \cdot (1 + \beta_c (\lambda_{rel} - 0,3) + \lambda_{rel}^2) \quad S: \Phi = 0,5 \cdot (1 + \alpha (\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2) \quad (6.77)$$

Im Stahlbau wurden die Knickbeiwerte durch umfassende Versuche bestimmt und anschließend durch die oben angeführten Näherungsformeln umschrieben. Diese Näherungsformeln wurden bei der Erstellung des EC 5 auch im Holzbau übernommen. Die Knickbeiwerte liegen im Stahlbau für die verschiedenen Knicklinien (a₀, a, b, c, d) zwischen $\alpha = 0,21$ und $\alpha = 0,76$ und sind abhängig von der Profilform und dem Herstellungsprozess. [39]

6-4 BIEGEDRILLKNICKEN

Beim Biegeknicken wird vorausgesetzt, dass das seitliche Ausweichen des Stabes nicht mit einer gleichzeitigen Verdrehung verknüpft ist. Diese Annahme trifft jedoch nicht immer zu. Bei Querschnitten bei denen der Schwerpunkt und der Schubmittelpunkt nicht zusammenfallen, wird durch das Ausbiegen des Schwerpunktes und durch die darin angreifenden Kräfte ein Drehmoment um den Schubmittelpunkt erzeugt. Dadurch wird der Stab gebogen und gleichzeitig verdrillt. Dieses Versagen wird als Biegedrillknicken bezeichnet. Gewöhnlich ist der Schubmittelpunkt durch die Parallelverschiebung nicht der Drehpunkt. Bei doppelsymmetrischen Querschnitten mit zentrischer Belastung fallen Schubmittelpunkt und Schwerpunkt zusammen. Dadurch entsteht der unabhängige Vorgang des Drillknickens. Dabei verliert der Stab seine Stabilität durch reines Drillen ohne Verschiebung. [35]

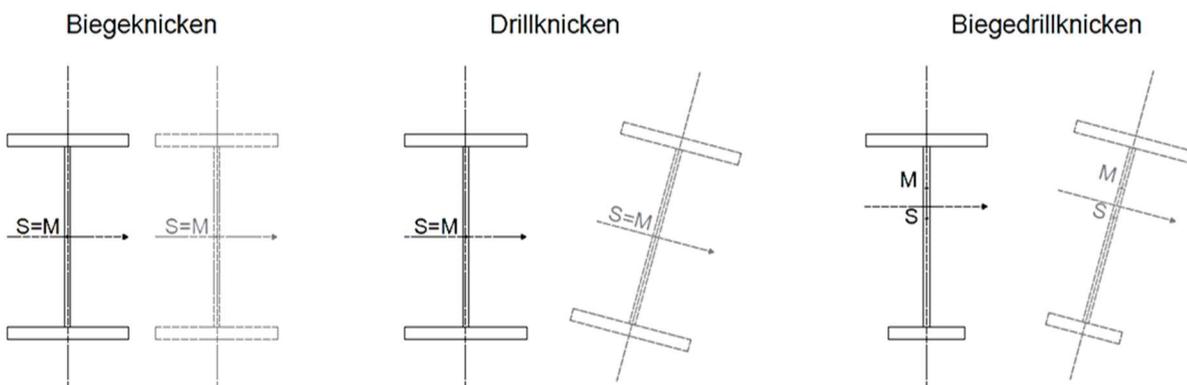


Abbildung 6-7: Unterschied zwischen Biegeknicken, Drillknicken und Biegedrillknicken

Biegedrillknicken und Kippen liegt dasselbe Differentialgleichungssystem zugrunde und sind deshalb eng verwandte Instabilitätserscheinungen. Die Biegedrillknickung ist die Instabilität unter zentrischer bzw. exzentrischer Druckkraft und Kippen ist die Instabilität infolge einer Biegebeanspruchung. Bei einem druckbeanspruchten Profil mit offenem Querschnitt besteht die Gefahr eines vorzeitigen Stabilitätsversagens durch Biegedrillknicken. Die Biegeverformung überlagert sich dabei mit einer Verschiebung und Verdrillung. Kennzeichnende Größen für die Biegedrilllast sind die Wölbsteifigkeit und die Drillsteifigkeit. [35]

Als Grundlage für die Herleitung wurden die Unterlagen von Petersen [35] verwendet.

Der Schubmittelpunkt M definiert die freie Drillachse, jedoch bezieht sich das Stabachsensystem auf den Schwerpunkt S des Querschnitts. Die Einheitverwölbung ω ist bezogen auf den Schubmittelpunkt und die Längsverschiebung wird als Verwölbung bezeichnet. Durch die Neigung der Schubmittelpunktachse und der Verwindung ϑ' entsteht eine Längsverschiebung des Querschnittelements.

$$u = (z - z_M)w' - (y - y_M)v' + \omega\vartheta' \quad (6.78)$$

Die durch den Querschnittspunkt $[x, y]$ verlaufende Faser erfährt die Dehnung ε , die bezogenen Änderung von u . Durch die Verknüpfung mit dem Hook'schen Gesetz wird die folgende Gleichung definiert:

$$\sigma = \varepsilon \cdot E = u' \cdot E = E \cdot (z - z_M)w'' - E \cdot (y - y_M)v'' + E \cdot \omega\vartheta'' \quad (6.79)$$

Die resultierende Spannung kann in die Biegemomente M_y , M_z und das Wölbmoment M_ω zusammengefasst werden.

$$M_y = -\int \sigma \cdot z \, dA \quad M_z = -\int \sigma \cdot y \, dA \quad M_\omega = -\int \sigma \cdot \omega \, dA \quad (6.80)$$

Es ergeben sich somit die elasto-statischen Grundgleichungen:

$$M_y = -EI_y w'' \quad M_z = -EI_z v'' \quad M_\omega = EC_M \vartheta'' \quad (6.81)$$

Der Wölbwiderstand C_M bezeichnet den geringsten Wölbwiderstand, welcher bei einer Drehung um den Schubmittelpunkt auftritt. Dünnwandige Querschnitte, wie beispielsweise das Kreuzprofil, T-Profil, oder L-Profil, sind sogenannte wölbfreie Querschnitte. Der Schnittpunkt der Wandungen liegt im Schubmittelpunkt, dadurch wird der Wölbwiderstand null. Die Widerstand gegen Biegedrillknicken ist somit nur von der Drillsteifigkeit abhängig und fällt dementsprechend gering aus. [35]

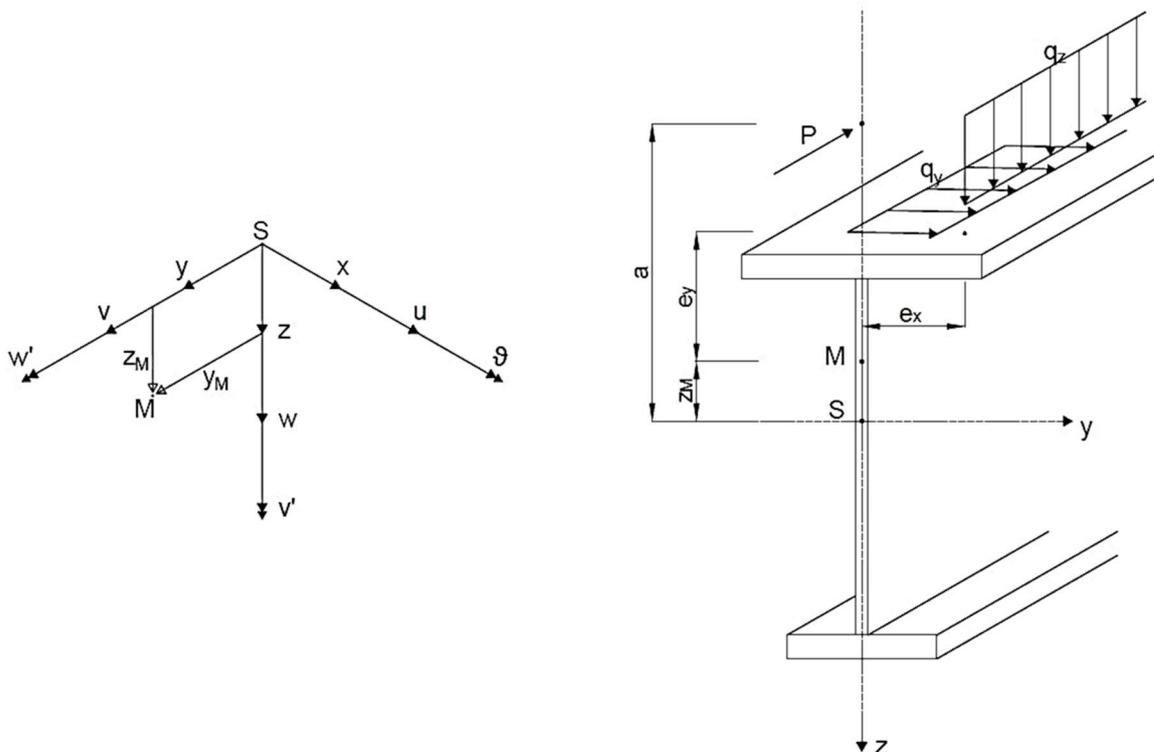


Abbildung 6-8: Biegedrillknicken; in Anlehnung an [35]

Die Schnittmomente werden auf das lokale Koordinatensystem umgerechnet.

$$M_{\xi} = M_y + M_z \vartheta \quad M_{\eta} = M_z + M_y \vartheta \quad (6.82)$$

Die Elastizitätsgesetze gelten im verformten Zustand unverändert.

$$\begin{aligned} M_y &= M_{\xi} + M_{\eta} \cdot \vartheta = -EI_y w'' \rightarrow M_{\xi} = -EI_y w'' \\ M_z &= M_{\eta} + M_{\xi} \cdot \vartheta = -EI_z v'' \rightarrow M_{\eta} = -EI_z v'' \end{aligned} \quad (6.83)$$

$$EC_M \vartheta'' - GI_T \vartheta' = -M_{\zeta}$$

Die Gleichungen werden zweimal differenziert und anschließend verknüpft:

$$0 = EI_y w^{IV} + M_y'' - (M_z \vartheta)'' \quad (6.84)$$

$$0 = EI_z v^{IV} + M_z'' + (M_y \vartheta)'' \quad (6.85)$$

In weiterer Folge werden die Anteile der Biegemomente, welche aus der Druckkraft N_0 und Querbelastung q_0 entstehen, aufgeteilt. Die Biegemomente werden in zwei Anteile gesplittet, den Beitrag der Druckkraft (Biegedrillknicken) und der Querbelastung (Kippen).

$$M_y = M_{y,N} + M_{y,q} \quad M_z = M_{z,N} + M_{z,q} \quad (6.86)$$

Der zweite Anteil berücksichtigt die Verbiegung der Schubmittelpunktachse. In der Abbildung 6-9 ist als Beispiel die seitliche Ausbiegung v und die unterschiedlichen Schrägstellungen der Querschnittsebenen dargestellt. In Richtung v beträgt die Winkeländerung $v'' dz$. Die in x -Richtung orientierten Spannungen werden in Spannungen in Richtung der ζ -Achse und senkrecht dazu zerlegt. Die in der Querschnittsebenen wirkenden Komponenten bewirken eine Verdrillung des Elements. Es muss daher die folgende Gleichgewichtsbedingung erfüllt werden:

$$M_{\zeta,2} - \int (\sigma + \sigma' dx) dA \cdot [v'' dx (z - z_M) + w'' dx \cdot y] = 0 \quad (6.95)$$

Zuwachsglieder höherer Kleinheitsordnung werden vernachlässigt. Somit kann die Änderung des Drillmoments infolge der Biegung der Schubmittelpunktachse wie folgt definiert werden:

$$M'_{\zeta,2} - \int \sigma \cdot [v'' dx (z - z_M) + w'' dx \cdot y] dA = 0 \quad (6.96)$$

Die Normalspannung ist für eine exzentrische Druckbeanspruchung wie folgt definiert:

$$\sigma = \frac{N_0}{A} + \frac{N_0 \cdot a}{I_y} z \quad (6.97)$$

Nach Einsetzen der Normalspannung und integrieren der Gleichung ergibt sich für die Änderung des Drillmoments infolge der Biegung der Schubmittelpunktachse bei exzentrischer Druckbeanspruchung die folgende Gleichung.

$$M'_{\zeta,2} = N_0 \cdot v'' \cdot (a - z_M) \quad (6.98)$$

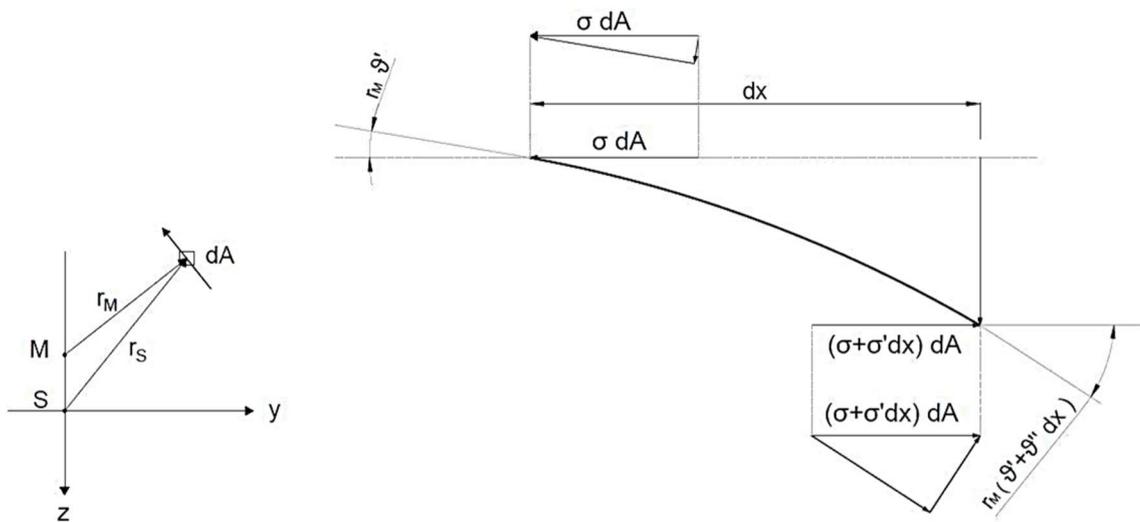


Abbildung 6-10: Verdrillung der Schubmittelpunktachse; in Anlehnung an [35]

Der dritte Anteil berücksichtigt die Verdrillung der Schubmittelpunktachse. An der Schnittstelle x ist die Verdrillung ϑ . Alle infinitesimalen Querschnittelemente erfahren an dieser Stelle gegenüber der zur ζ -Achse normal orientierten Ebene die Schrägstellung $r_M \cdot \vartheta'$. An der Schnittstelle $x + dx$ beträgt der Winkel $r_M \cdot (\vartheta' + \vartheta'' dx)$. Der radiale Abstand von der betrachteten Faser zum Schubmittelpunkt wird als r_M bezeichnet. Die Gleichgewichtsgleichung für den dritten Anteil lautet wie folgt:

$$dM_{\zeta,3} + \int \sigma dA \cdot r_M^2 \cdot \vartheta' - \int (\sigma + \sigma' dx) dA \cdot r_M^2 \cdot (\vartheta' + \vartheta'' dx) = 0 \quad (6.99)$$

Zuwachsglieder höherer Kleinheitsordnung werden vernachlässigt.

$$M'_{\zeta,3} - r_M^2 \cdot \int (\sigma \cdot \vartheta')' dA = 0 \quad (6.100)$$

Der radiale Abstand zum Schubmittelpunkt r_M und der Radiale Abstand zum Schwerpunkt r_S sind für einfach symmetrische Querschnitte wie folgt definiert:

$$\begin{aligned} r_M^2 &= y^2 + (z - z_M)^2 \\ r_S^2 &= y^2 + z^2 \end{aligned} \quad (6.101)$$

Die Querschnittsgröße r_y und der polare Trägheitsradius i_p werden wie folgt definiert:

$$r_y = \frac{1}{I_y} \int z \cdot r_S^2 dA \quad (6.102)$$

$$i_p^2 = \frac{I_p}{A} = \frac{1}{A} \int (y^2 + z^2) dA \quad (6.103)$$

Es wird die Normalspannung eingesetzt und gliedweise integriert. Der dritte Anteil der Änderung der Verdrillung ergibt sich somit zu:

$$M'_{\zeta_3} = N_0 \cdot \vartheta'' \cdot (i_p^2 + z_M^2 + a \cdot r_y - a \cdot 2z_M) \quad (6.104)$$

Die drei Anteile werden zusammengezählt und es ergibt sich für einfach-symmetrische Querschnitte bei exzentrischer Druckbelastung die Gleichgewichtsbedingung für die ζ -Achse wie folgt:

$$EC_M \vartheta^{IV} + \left\{ N_0 \left[i_M^2 + a(r_y - 2z_M) \right] - GI_T \right\} \vartheta'' + N_0(a - z_M)v'' = 0 \quad (6.105)$$

Es wird des Weiteren definiert:

$$i_M^2 = i_p^2 + z_M^2 \quad (6.106)$$

Bei dem Kreuzprofil handelt es sich um einen doppel-symmetrischen Querschnitt. Der Schubmittelpunkt und der Schwerpunkt fallen in einem Punkt zusammen. Es handelt sich bei dem Kreuzprofil somit um einen wölbfreien Querschnitt. Der Wölbwiderstand C_M und die Querschnittsgrößen r_y und z_M werden bei einem wölbfreien Querschnitt zu null.

Es ergeben sich somit die drei Gleichgewichtsbedingungen wie folgt:

$$0 = EI_y w^{IV} + N_0 \cdot w'' \quad (6.107)$$

$$0 = EI_z v^{IV} + N_0 \cdot v'' + N_0 \cdot \vartheta'' \cdot (a - z_M) \quad (6.108)$$

$$\left\{ N_0 \cdot i_p^2 - GI_T \right\} \vartheta'' + N_0 \cdot a \cdot v'' = 0 \quad (6.109)$$

Die Lösung der drei Differentialgleichungen vierter Ordnung erfordert zwölf Randbedingungen. Jedoch sind die drei Gleichungen und die zugeordneten Randbedingungen homogen und stellen aus mathematischer Sicht ein Eigenwertproblem dar (wie beim Biegeknicken). Die kritische Belastung wird durch den geringsten Eigenwert definiert. Anhand dieser Gleichung ist deutlich ersichtlich, dass bei einem doppelsymmetrischen Querschnitt und zentrischer Druckkraft zwei entkoppelte Gleichungen für v und ϑ entstehen. Somit ist zu prüfen ob Biegeknicken oder Drillknicken maßgebend ist.

Für den exzentrisch beanspruchten Querschnitt entstehen die gekoppelten Eigenformen für v und ϑ .

$$N_E = \frac{EI_y \cdot \pi^2}{l^2} \quad (6.110)$$

$$N_D = \frac{E \cdot C_M \cdot \pi^2}{l^2 \cdot i_M^2} + \frac{GI_T}{i_M^2} \rightarrow N_D = \frac{GI_T}{i_M^2} \quad (6.111)$$

Für den Fall der Gabellagerung werden die Randbedingungen für das den Stabanfang und das Stabende wie folgt definiert:

$$\begin{aligned} v = w = \vartheta &= 0 \\ v'' = w'' = \vartheta'' &= 0 \end{aligned} \quad (6.112)$$

Die Randbedingungen werden durch die folgenden Ansätze erfüllt:

$$w = C_1 \cdot \sin\left(\frac{\pi x}{l}\right); v = C_2 \cdot \sin\left(\frac{\pi x}{l}\right); \vartheta = C_3 \cdot \sin\left(\frac{\pi x}{l}\right) \quad (6.113)$$

Durch Einsetzen der Randbedingungen ergibt sich:

$$0 = EI_z \frac{\pi^2}{l^2} \cdot C_2 - N_0 \cdot C_2 - N_0 \cdot C_3 \cdot a \quad (6.114)$$

$$0 = \{-N_0 \cdot i_p^2 + GI_T\} C_3 - N_0 \cdot a \cdot C_2$$

$$C_3 = C_2 \cdot \frac{(N_E - N_0)}{N_0 \cdot a} \quad (6.115)$$

$$(N_E - N_0) \cdot (N_0 - N_D) - \frac{N_0^2 \cdot a^2}{i_p^2} = 0$$

Es ergibt sich die quadratische Gleichung wie folgt:

$$\frac{1}{N_0 \cdot N_D} + \frac{1}{N_0 \cdot N_E} - \frac{1}{N_0^2} + \frac{1}{N_D \cdot N_E} \left(1 - \frac{a^2}{i_p^2}\right) = 0 \quad (6.116)$$

Die Lösung der quadratischen Gleichung lautet:

$$\frac{1}{N_0} = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{N_E} + \frac{1}{N_D} \right) \pm \sqrt{\frac{1}{4} \left(\frac{1}{N_E} + \frac{1}{N_D} \right)^2 - \frac{1}{N_D \cdot N_E} \left(1 - \frac{a^2}{i_p^2}\right)} \quad (6.117)$$

Es wird der Drehradius c des Querschnitts eingeführt

$$c^2 = \frac{GI_T \cdot l^2}{EI_y \cdot \pi^2} \quad (6.118)$$

Es ergibt sich für einen doppel-symmetrischen Querschnitt mit exzentrischer Lasteinleitung die Formel zur Berechnung der Drillknicklast zu:

$$N_0 = N_E \cdot \frac{2c^2}{(c^2 + i_p^2)} \cdot \frac{1}{\left(1 \pm \sqrt{1 - \frac{4c^2(i_p^2 - a^2)}{(c^2 + i_p^2)^2}}\right)} \quad (6.119)$$

Durch Gleichsetzen der Biegedrilllast mit der Biegeknicklast kann die Vergleichsschlankheit berechnet werden.

$$\lambda_v = \frac{(c^2 + i_p^2)}{2c^2} \cdot \left(1 \pm \sqrt{1 - \frac{4c^2(i_p^2 - a^2)}{(c^2 + i_p^2)^2}}\right) \quad (6.120)$$

Nimmt die Vergleichsschlankheit λ_v einen höheren Wert an als die Schlankheit λ tritt das Versagen infolge Biegedrillknicken ein.

6-5 BEMESSUNGSMETHODEN NACH EN 1995-1-1:2014

Es werden in der Norm EN 1995-1-1 [1] zwei Bemessungskonzepte vorgestellt. Das Ersatzstabverfahren wird am herausgelösten Einzelstab durchgeführt und ist ein Berechnungsverfahren für Bauteile, welche über ihre gesamte Länge durch Biegeknicken oder Biegedrillknicken versagen können. Die Nachweise werden am unverformten System durchgeführt und Imperfektionen werden implizit berücksichtigt. Die Berechnung nach Theorie II. Ordnung wird häufig für Stabtragwerke verwendet und kann alternativ zum Ersatzstabverfahren auch am Einzelstab angewendet werden. Es wird das Gleichgewicht am verformten System durchgeführt. Die sich einstellenden Verformungen sind von der Steifigkeit der Bauteile und der Verbindungen abhängig. Die Nachweise mit Theorie II. Ordnung berücksichtigen explizit geometrische

und strukturelle Imperfektionen wie beispielsweise eine Vorkrümmung, Anfangsschiefstellung oder ungeplante Exzentrizität. Beide Bemessungskonzepte führen das Stabilitätsproblem in ein Spannungsproblem über.

6-5.1 ERSATZSTABVERFAHREN

Das Ersatzstabverfahren ist ein vereinfachtes Berechnungsverfahren bei dem ein Stabilitätsproblem eines Bauteils in ein Spannungsproblem einer gelenkig gelagerten Stütze überführt wird. Bei dieser Berechnungsmethode wird der Einzelstab betrachtet und die Schnittkräfte nach Theorie I. Ordnung berechnet. Die Schlankheit λ_y und die bezogene Schlankheit $\lambda_{rel,y}$ werden bei einer Biegebeanspruchung um die y-Achse, es entsteht eine Ausbiegung in z-Richtung, berechnet zu: [4]

$$\lambda_y = l_0 \cdot \sqrt{\frac{A}{I_y}} \quad \text{und} \quad \lambda_z = l_0 \cdot \sqrt{\frac{A}{I_z}} \quad (6.121)$$

$$\lambda_{rel,y} = \frac{\lambda_y}{\pi} \sqrt{\frac{f_{c,0,k}}{E_{0,05}}} \quad \text{und} \quad \lambda_{rel,z} = \frac{\lambda_z}{\pi} \sqrt{\frac{f_{c,0,k}}{E_{0,05}}} \quad (6.122)$$

Dabei sind:

- λ_y, λ_z Schlankheit bezogen auf die y-Achse bzw. z-Achse [-]
- $\lambda_{rel,y}, \lambda_{rel,z}$ bezogene Schlankheit bezogen auf die y-Achse bzw. z-Achse [-]
- l_0 Knicklänge[m]
- A Fläche [mm²]
- I_y, I_z Trägheitsmoment bezogen auf die y-Achse bzw. z-Achse[mm⁴]
- $f_{c,0,k}$ charakteristischer Wert der Druckfestigkeit parallel zur Faser [N/mm²]
- $E_{0,05}$ 5 %-Fraktilwert des Elastizitätsmoduls parallel zur Faser [N/mm²]

Der Imperfektionsbeiwert β_c berücksichtigt geometrische und werkstofftechnische Imperfektionen. Durch die kleineren Vorkrümmungsamplituden und die geringeren Abweichungen von den Sollmaßen bei Brettschichtholzbauteilen kommt es zu geringen Imperfektionsbeiwerten als bei Vollholz. Ein weiterer Aspekt ist der niedrigere Mittelwert und Variationskoeffizient der Holzfeuchte bei Brettschichtholzstützen. Die Druckfestigkeit und somit auch die Tragfähigkeit von Stützen mit geringer bis mittlerer Schlankheit sinkt mit steigender Holzfeuchte. Bei sehr schlanken Stützen hat im Gegensatz dazu die höhere Holzfeuchte kaum Einfluss auf die Tragfähigkeit. Für Vollholz gilt $\beta_c = 0.2$ und für Brettschichtholz $\beta_c = 0.1$. [4]

Die in der Norm angegebenen Imperfektionsbeiwerte nach der Berechnung von BLASS [43] [44] weichen von den Ergebnissen der hergeleiteten Formel 6.72 ab. Die Berechnung lt. Herleitung ergibt für Vollholz C30 [48] den Imperfektionsbeiwert $\beta_c = 0.33$ und für Brettschichtholz GL24h [49] $\beta_c = 0.22$. Die maximale Imperfektionsamplitude wird für Brettschichtholz mit L/500 und für Vollholz mit L/300 lt. EC 5 [1] gewählt. Für die Herleitung wurde das Faserfließmodell, ein stark vereinfachtes Modell, verwendet. Die Stütze verhält sich entsprechend diesem Modell unter Druck vollständig elastisch (Elastizitätstheorie II. Ordnung). Blaß berechnete die Imperfektionsbeiwerte nach Plastizitätstheorie II. Ordnung unter der Berücksichtigung der Arbeitslinie von druckbeanspruchten Holzbauteilen. Diese Berechnung führt zu höheren Traglasten als nach Elastizitätstheorie II. Ordnung und somit zu niedrigeren Imperfektionsbeiwerten.

Die Hilfsbeiwerte k_y und k_z werden wie folgt bestimmt:

$$\begin{aligned} k_y &= 0.5 \cdot (1 + \beta_c (\lambda_{rel,y} - 0.3) + \lambda_{rel,y}^2) \\ k_z &= 0.5 \cdot (1 + \beta_c (\lambda_{rel,z} - 0.3) + \lambda_{rel,z}^2) \end{aligned} \quad (6.123)$$

Dabei sind:

k_y, k_z Hilfsbeiwert [-]
 β_c Imperfektionsbeiwert [-]

Die nicht linearen Effekte werden durch den Knickbeiwert berücksichtigt. Der Knickbeiwert ist definiert durch das Verhältnis der Normalspannung bei Stabilitätsverlust und der Druckfestigkeit von Holz parallel zur Faser. Der Knickbeiwert $k_{c,y}$ bzw. $k_{c,z}$ ist ein Abminderungsbeiwert und kann höchstens den Wert eins erreichen. [1]

$$k_{c,y} = \frac{1}{k_y + \sqrt{k_y^2 - \lambda_{rel,y}^2}} \leq 1 \quad (6.124)$$

$$k_{c,z} = \frac{1}{k_z + \sqrt{k_z^2 - \lambda_{rel,z}^2}} \leq 1 \quad (6.125)$$

Dabei sind:

$k_{c,y}, k_{c,z}$ Knickbeiwert [-]

Es wird für den abschließenden Nachweis ein lineares Interaktionsmodell für die kombinierte Druck- und Biegebeanspruchung verwendet. Der Kippbeiwert k_m ist für Rechteckquerschnitte 0,7 und für andere Querschnittformen 1,0. [4] [1]

$$\frac{\sigma_{c,0,d}}{k_{c,z} \cdot f_{c,0,d}} + \frac{\sigma_{m,z,d}}{f_{m,d}} + k_m \cdot \frac{\sigma_{m,y,d}}{f_{m,d}} \leq 1 \quad (6.126)$$

$$\frac{\sigma_{c,0,d}}{k_{c,y} \cdot f_{c,0,d}} + k_m \cdot \frac{\sigma_{m,z,d}}{f_{m,d}} + \frac{\sigma_{m,y,d}}{f_{m,d}} \leq 1 \quad (6.127)$$

Dabei sind:

$\sigma_{c,0,d}$ einwirkende Druckspannung parallel zur Faser [N/mm²]
 $f_{c,0,d}$ Bemessungswert der Druckfestigkeit parallel zur Faser [N/mm²]
 σ_m einwirkende Biegespannung Theorie I. Ordnung [N/mm²]
 $f_{m,d}$ Bemessungswert der Biegefestigkeit [N/mm²]
 k_m Kippbeiwert [-]

Für gedrungene Bauteile wird kein lineares Interaktionsmodell verwendet. Sind sowohl $\lambda_{rel,y} \leq 0,3$ als auch $\lambda_{rel,z} \leq 0,3$ sollten die folgenden Bedingungen erfüllt werden: [1]

$$\left(\frac{\sigma_{c,0,d}}{k_{c,z} \cdot f_{c,0,d}} \right)^2 + \frac{\sigma_{m,z,d}}{f_{m,d}} + k_m \cdot \frac{\sigma_{m,y,d}}{f_{m,d}} \leq 1 \quad (6.128)$$

$$\left(\frac{\sigma_{c,0,d}}{k_{c,y} \cdot f_{c,0,d}} \right)^2 + k_m \cdot \frac{\sigma_{m,z,d}}{f_{m,d}} + \frac{\sigma_{m,y,d}}{f_{m,d}} \leq 1 \quad (6.129)$$

6-5.2 BEMESSUNGSMETHODE NACH THEORIE II. ORDNUNG

Die linear-elastische Theorie II. Ordnung kann alternativ zum Ersatzstabverfahren angewendet werden. Bei der Theorie II. Ordnung werden die Schnittkräfte am verformten System durch die Berücksichtigung der geometrischen Nichtlinearität berechnet. Es wird allgemein von einer linearen Beziehung zwischen Spannungen und Dehnungen ausgegangen, dies ist eine Vereinfachung des tatsächlichen Materialverhaltens. Bei druckbeanspruchten Bauteilen kann das Plastifizieren eine Reduktion der

Steifigkeit und somit zu einer Vergrößerung der Beanspruchung führen. Bei einer Berechnung nach Theorie I. würde es deshalb zu einer Überschätzung der Tragfähigkeit kommen.

Die Berechnung nach Theorie II. Ordnung verläuft im Allgemeinen iterativ. An der Stabkennzahl ε ist ersichtlich, dass eine Lösung nur angegeben werden kann wenn die Druckkraft bekannt ist. Dies ist nur selten der Fall, weshalb in der Anwendung die Berechnung nach Theorie II. Ordnung in der ersten Iteration mit der Druckkraft nach Theorie I. Ordnung durchgeführt wird. Durch die Systemverformungen erfahren die Längskräfte eine Änderung und es ergeben sich neue Werte für die Stabkennzahl. Die Iteration wird abgebrochen, wenn der Betrag der Änderung z.B. der maximalen Durchbiegung oder der Stabkennzahl einen im Vorhinein festgelegten Wert nicht mehr überschreitet. Die Erhöhung der Schnittgrößen durch den Verformungseinfluss liegt bei baupraktisch vernünftigen Dimensionen in etwa zwischen 5 bis 15 %. [35]

Die Handrechnung der Bemessung nach Theorie II. Ordnung kann wie folgt durchgeführt werden:

$$M^{II} = \alpha_{cr} \cdot M^I = \frac{M^I}{\left(1 - \frac{N_0}{N_{cr}}\right)} \quad (6.130)$$

Dabei sind:

- M^{II} einwirkendes Moment Theorie II. Ordnung [kNm]
- M^I einwirkendes Moment Theorie I. Ordnung [kNm]
- N_0 einwirkende Normalkraft [kN]
- N_{cr} Euler'sche Verzweigungslast [kN]
- α_{cr} Vergrößerungsfaktor [-]

Das Biegemoment I. Ordnung kann sowohl planmäßig als auch unplanmäßig sein. Planmäßige Biegemomente werden hervorgerufen durch eine exzentrische Krafteinleitung oder eine Querbelastung. Unplanmäßige Biegemomente werden durch geometrische und strukturelle Imperfektionen hervorgerufen. Bei der Theorie II. Ordnung schreibe die Norm EN 1995-1-1 (2010) eine Ersatzimperfektion vor, welche üblicherweise durch eine sinusförmige Vorverformung in der Bemessung berücksichtigt wird.

Es wird ein nichtlineares Interaktionsmodell für kombinierte Druck- und Biegebeanspruchung für den Nachweis der Tragfähigkeit verwendet. Dieses Interaktionsmodell berücksichtigt das nichtlineare Materialverhalten von druckbeanspruchten Holz. [40]

$$\left(\frac{\sigma_{c.0.d}}{f_{c.0.d}}\right)^2 + \frac{\sigma_{m.d}^{II}}{f_{m.d}} \leq 1 \quad (6.131)$$

Dabei sind:

- σ_{md}^{II} einwirkende Biegespannung Theorie II. Ordnung [N/mm²]

KAPITEL 7: MATERIAL UND METHODE

Nach einer umfangreichen Literaturrecherche wurde die Entwicklung der Geometrie und die Knickberechnung mit dem Ersatzstabverfahren lt. EN 1995-1-1 [1] durchgeführt. In diesem Kapitel werden die Optimierung der Geometrie, die Herstellung der Probekörper und die Dokumentation der geometrischen Imperfektionen erläutert. Die Knickberechnung lt. EN 1995-1-1 dient als Grundlage zur Erstellung der Prüfkfiguration und des Prüfablaufs.

7-1 GEOMETRIE

Ziel der Masterarbeit ist die Untersuchung von möglichen Einsatzgebieten des Winkelprofils. Das Winkelprofil weist bei geringem Querschnitt ein hohes Flächenträgheitsmoment auf und wird im Stahlbau häufig als Druckstab eingesetzt. Die Holzart Buche wird für die Stabilitätsprüfungen gewählt, da diese im Vergleich zu anderen Holzarten eine hohe Druckfestigkeit und einen hohen Elastizitätsmodul hat. Das Trägheitsmoment, der Elastizitätsmodul und die Druckfestigkeit sind für druckbeanspruchte Bauteile bezüglich der Gefahr eines Stabilitätsversagens maßgebend.

Im Zuge der Arbeit wurde die Geometrie auf ihre Eigenschaften untersucht und optimiert. Die Ergebnisse der Stabilitätsprüfungen werden abschließend mit der Knickberechnung lt. EN 1995-1-1 verglichen (siehe Kapitel 8). Um eine qualitative Aussage über die Übereinstimmung der Ergebnisse der experimentellen Stabilitätsprüfung an die theoretische Knickberechnung durchführen zu können, wurde die Geometrie dahingehend optimiert, dass die Prüfserien einen möglichst großen Bereich der theoretischen Knicklinie abdecken. Zudem wurde darauf geachtet, dass die Schlankheiten der Prüfserien möglichst im baupraktischen Bereich liegen.

Das Kreuzprofil wird aus vier einzelnen Winkelprofilen mit einem Öffnungswinkel von 90° hergestellt. Für den ersten Berechnungsentwurf wurde eine Stützenbreite und -höhe von 200 mm festgelegt, womit sich für das einzelne Winkelprofil eine Schenkellänge von 100 mm ergibt. Um einen möglichst kleinen Ausrundungsradius herstellen zu können, wurde eine Furnierdicke von 1,5 mm gewählt. Zuzugabe des 7 - schichtigen Aufbaus mit einer Furnierschichtstärke von 1,5 mm ergibt sich eine Winkelprofilstärke von 10,5 mm. Zu Beginn wurde ein Innenausrundungsradius von 24,5 mm gewählt, dadurch ergibt sich ein Außenradius von 35 mm.

Profilaufbau

Für die Winkelprofile wurden 1,5 mm dicke Buchenfurniere in fünf Längs- und zwei Querlagen verwendet. Die Querlagen sperren das Holz und wirken dadurch dem Rückstelleffekt entgegen. Sie werden symmetrisch und möglichst in Randnähe angeordnet, wodurch der Widerstand gegen die Rückstellverformung maximiert wird. Es wurde eine ungerade Anzahl an Furnierlagen verwendet, wodurch die Schichten stets symmetrisch angeordnet werden können. Die Dicke des Furnierschichtholzes ergibt sich aus der Furnierdicke und der Anzahl der Lagen. Die Anzahl der Lagen ist durch die maximale Bearbeitungszeit begrenzt. Wird der Klebstoff per Hand aufgetragen, kann es bei großen Flächen zu einer Überschreitung der Verarbeitungszeit des verwendeten Klebstoffes kommen.

Flächenträgheitsmoment

Für die weiteren Knickberechnungen werden die Querschnittswerte des Kreuzprofils benötigt. Es wurde bei der Berechnung in Excel darauf geachtet alle Parameter des Querschnitts beliebig ändern zu können. Dadurch ist der Einfluss jedes Parameters auf die Tragfähigkeit der Stütze direkt ersichtlich. Zudem lassen sich verschiedene Varianten somit unproblematisch miteinander vergleichen und der Querschnitt kann mit geringem Aufwand optimiert werden.

Der Querschnitt besteht aus Längs- und Querlagen, wobei sich die mechanischen Eigenschaften in und quer zur Faserrichtung signifikant unterscheiden. Deshalb wurden die Querschnittswerte mit Hilfe des n – Ziffern - Verfahrens berechnet, welches die unterschiedlichen Eigenschaften der einzelnen Lagen berücksichtigt. Bei dem n-Ziffern - Verfahren werden alle Querschnittswerte auf einen äquivalenten Querschnitt umgerechnet, wobei als Vergleichsmodul der E-Modul in Faserrichtung verwendet wurde.

$$n_i = \frac{E_i}{E_0} \quad (7.1)$$

Dabei sind:

- n_i n-Ziffer der jeweiligen Furnierschicht [-]
 E_i E-Modul der jeweiligen Furnierschicht [N/mm²]
 E_0 E-Modul in Faserrichtung [N/mm²]

Zu Beginn wird für jede Furnierschicht das Flächenträgheitsmoment im Stützenschwerpunkt bestimmt. Danach werden die einzelnen Trägheitsmomente summiert.

$$R_i = R + \frac{t_i}{2} + \sum_{j=1}^{i-1} t_j \quad (7.2)$$

$$\rightarrow R_1 = 19,0 + \frac{1,5}{2} = 19,75 \text{ mm} \quad R_7 = 19,0 + \frac{1,5}{2} + 6 \cdot 1,5 = 28,75 \text{ mm}$$

$$b_i = R_i \cdot \pi \cdot \left(\frac{\pi - \alpha}{\pi} \right) = R_i \cdot (\pi - \alpha) \quad (7.3)$$

$$\rightarrow b_1 = \frac{19,75 \cdot \pi}{2} = 31,02 \text{ mm} \quad b_7 = \frac{28,75 \cdot \pi}{2} = 45,16 \text{ mm}$$

$$y_{s,i} = 2 \cdot \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right) \cdot \frac{R_i^2}{b_i} \quad (7.4)$$

$$\rightarrow y_{s,1} = 2 \cdot \sin\left(\frac{\pi}{4}\right) \cdot \frac{19,75^2}{31,02} = 17,78 \text{ mm} \quad y_{s,7} = 2 \cdot \sin\left(\frac{\pi}{4}\right) \cdot \frac{28,75^2}{45,16} = 25,88 \text{ mm}$$

Dabei sind:

- R_i Ausrundungsradius der Furnierschichtmitte [mm]
 R Innenausrundungsradius [mm]
 t_i Furnierschichtstärke [mm]
 y_s Schwerpunktstand [mm]
 b Bogenlänge [mm]
 α Winkel [rad]

$$I_{y,i} = \left[\begin{aligned} & (a-x)^3 \frac{t_i}{12} + (a-x) \cdot t_i \cdot \left(\frac{(a-x)}{2} + x \right)^2 + \frac{t_i^3 \cdot (a-x)}{12} + (a-x) \cdot t_i \cdot \left(\frac{t_i}{2} - (i-1) \cdot t_i \right) + \dots \\ & \dots + \frac{R_i^3 t_i \pi}{4} + \frac{R_i t_i \pi}{2} \cdot \left[\left(R_i - y_{s,i} \cdot \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right) \right)^2 - \left(y_{s,i} \cdot \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right) \right)^2 \right] \end{aligned} \right]$$

$$I_{y,1} = \left[\begin{aligned} & (80-29,5)^3 \frac{1,5}{12} + (80-29,5) \cdot 1,5 \cdot \left(\frac{(80-29,5)}{2} + 29,5 \right)^2 + \frac{1,5^3 \cdot (80-29,5)}{12} + \dots \\ & \dots + (80-29,5) \cdot 1,5 \cdot \left(\frac{1,5}{2} - 0 \right) + \frac{19,75^3 \cdot 1,5 \cdot \pi}{4} + \dots \\ & \dots \frac{19,75 \cdot 1,5 \cdot \pi}{2} \cdot \left[\left(19,75 - 17,78 \cdot \sin\left(\frac{\pi}{4}\right) \right)^2 - \left(17,78 \cdot \sin\left(\frac{\pi}{4}\right) \right)^2 \right] \end{aligned} \right] = 265427,7 \text{ mm}^4$$

$$I_{y,7} = \left[\begin{aligned} & (80-29,5)^3 \frac{1,5}{12} + (80-29,5) \cdot 1,5 \cdot \left(\frac{(80-29,5)}{2} + 29,5 \right)^2 + \frac{1,5^3 \cdot (80-29,5)}{12} + \dots \\ & \dots + (80-29,5) \cdot 1,5 \cdot \left(\frac{1,5}{2} - 6 \cdot 1,5 \right) + \frac{28,75^3 \cdot 1,5 \cdot \pi}{4} + \dots \\ & \dots \frac{28,75 \cdot 1,5 \cdot \pi}{2} \cdot \left[\left(28,75 - 25,88 \cdot \sin\left(\frac{\pi}{4}\right) \right)^2 - \left(25,88 \cdot \sin\left(\frac{\pi}{4}\right) \right)^2 \right] \end{aligned} \right] = 257019,5 \text{ mm}^4$$

(7.5)

$$I_{yy,ef} = I_{zz,ef} = \sum_{i=1}^7 I_{y,i} \cdot n_i$$

$$E_{90} = 0: \rightarrow I_{yy,ef} = I_{zz,ef} = 1302013,9 \text{ mm}^4 \quad 4 \text{ Winkel: } I_{yy} = 5208056 \text{ mm}^4 \quad (7.6)$$

$$E_{90} = E_0: \rightarrow I_{yy,ef} = I_{zz,ef} = 1822819,5 \text{ mm}^4 \quad 4 \text{ Winkel: } I_{yy} = 7291278 \text{ mm}^4$$

Dabei sind:

- a vertikale Schenkellänge [mm]
- x Tangentenlänge [mm]
- $I_{yy,ef}$ effektives Trägheitsmoment um die y-Achse je Winkel [mm⁴]
- $I_{y,i}$ Trägheitsmoment der einzelnen Furnierschicht [mm⁴]
- I_{yy} effektives Trägheitsmoment um die y-Achse je Kreuzprofil [mm⁴]

Das Profil ist doppelt symmetrisch, weswegen die Trägheitsmomente in y- und z-Richtung gleich sind. Das Deviationsmoment wird null. Die Formel zur Berechnung der Koordinatentransformation für den Drehwinkel ϕ lautet wie folgt:

$$I_{\xi\xi} = \frac{1}{2} \cdot (I_{yy} + I_{zz}) + \frac{1}{2} \cdot (I_{yy} - I_{zz}) \cdot \cos(2\phi) + I_{yz} \cdot \sin(2\phi) \rightarrow I_{\xi\xi} = I_{yy} \quad (7.7)$$

Nach dem Gleichsetzen der Trägheitsmomente in y- und z-Richtung und dem Nullsetzen des Deviationsmomentes, ergibt sich, dass das Trägheitsmoment unabhängig vom Drehwinkel immer gleich dem zuvor berechneten Hauptträgheitsmoment ist. Folglich hat das Profil infolge der Geometrie keine schwache Achse und somit auch keine Richtung, in welche es tendenziell Ausknicken wird, was für die weitere Versuchsplanung entscheidend war.

Biegeradius

Der Biegeradius ist abhängig von der Holzart, der Furnierdicke und dem Feuchtegehalt des zu biegenden Materials. Die Fertigung der Biegeform wurde vor Beginn der Masterarbeit vom Institut für Holzbau und Holztechnologie durchgeführt. Dabei wurde auch der Biegeradius mit 15 mm hergestellt. Dieser Biegewinkel wurde aufgrund der Literaturrecherche und der Erfahrung am Institut für zu gering erachtet und durch Beilegen von zwei Folien mit jeweils einer Dicke von 2 mm auf 19 mm erhöht. Der im Entwurf vorgeschlagene Biegeradius wurde somit von 24,5 mm auf 19 mm reduziert (siehe Abbildung 7-1). Wird der Biegeradius zu klein gewählt kommt es zu Rissen oder zum Bruch der Fasern im Ausrundungsradius.

Schenkellänge

Mit steigender Schenkellänge steigt die Biegetragfähigkeit des Profils überproportional an. Im Zuge der Optimierung (siehe Abbildung 7-1) wurde eine höhere Schlankheit der Stützen angestrebt, um eine breitere Verteilung der Prüfserien zu ermöglichen. Grund für die Optimierung des Querschnitts war die maximale Länge der Furniere bzw. Furnierpresse für die Fertigung der Prüfkörper. Die Schenkellänge wurde deshalb auf 80 mm reduziert, um einen gedungenen Querschnitt herzustellen. Um die Symmetrie des Querschnitts sicherzustellen ist die gleiche Länge der vier Schenkel wesentlich.

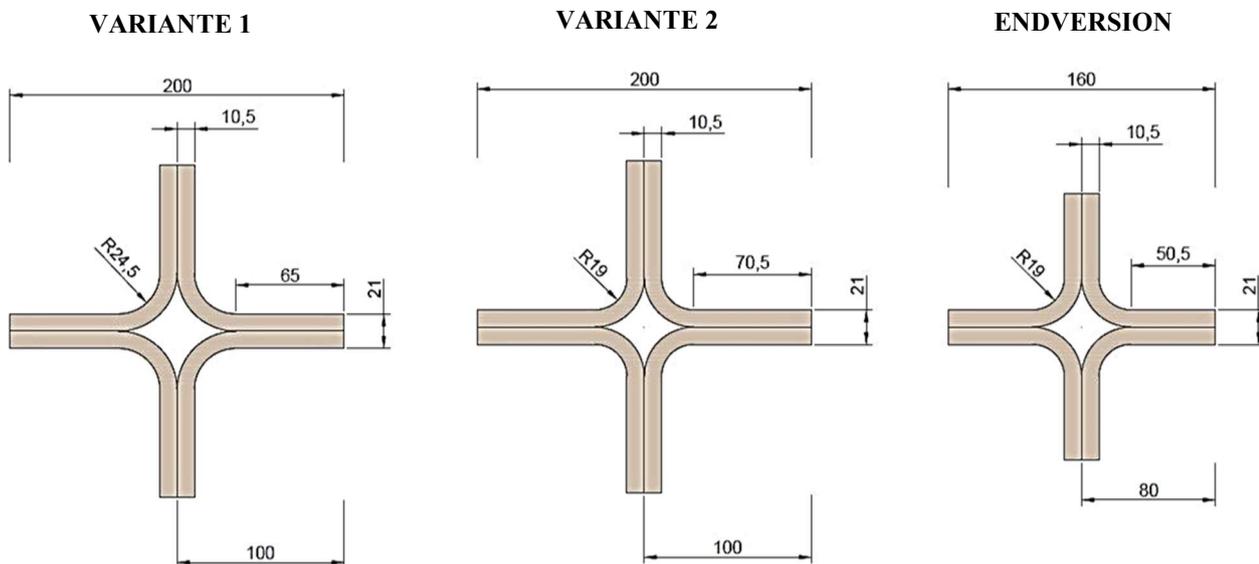


Abbildung 7-1 : Optimierung der Querschnittsgeometrie

7-2 KNICKBERECHNUNG

Für die Versuchsplanung wurde eine Knickberechnung nach dem Ersatzstabverfahren lt. ÖNORM EN 1995-1-1 und Theorie II. Ordnung [1] durchgeführt. Für die erste Berechnung wurde die Druckfestigkeit und der Elastizitätsmodul in Faserrichtung aus dem Forschungsbericht PB15-470-1-02 Formpressprofile aus Buchenfurnier zur Entwicklung von Ultra High Performance Plywood (UHPP) Leichtbauelementen für den Einsatz im Baubereich [50] verwendet. Dem Forschungsbericht zufolge beträgt bei einem neunschichtigen Aufbau (keine Querlagen) mit 3,4 mm starken Furnieren die Druckfestigkeit im Mittel 51,18 N/mm² und der mittlere Elastizitätsmodul 11846 N/mm². Nach den Stabilitätsprüfungen wurden diese beiden Materialparameter durch Druckprüfungen bestimmt und für den Vergleich zwischen theoretischer Berechnung zu den Prüfergebnissen verwendet.

Table 1: Querschnitts- und Materialparameter der Sollgeometrie für die Versuchsplanung

A [mm ²]	A_{netto} [mm ²]	I_y [mm ⁴]	W_y [mm ³]	f_{c,0} [N/mm ²]	E_{c,0} [N/mm ²]
5842	4173	5.208.056	65.101	51,18	11846

Die Berechnung nach dem Ersatzstabverfahren und der Theorie II. Ordnung wurde in Kapitel 6-5.1 genau erklärt. Beim Ersatzstabverfahren werden die geometrischen und materiellen Imperfektionen durch den Imperfektionsbeiwert β_c implizit berücksichtigt. Der Imperfektionsbeiwert β_c wurde, wie von der Norm bei Furnierschichtholz empfohlen, mit 0,1 gewählt. Bei der Theorie II. Ordnung wurden die geometrischen und materiellen Imperfektionen durch eine Anfangskrümmung $L/500$ berücksichtigt und die Knicklast durch Iteration (100 Schritte) berechnet. Ein Ziel der Nachrechnung der Knickberechnung ist es, die Unterschiede, aufzuzeigen, welche infolge der gewählten Geometrie und bei der Verwendung von Laubholz auftreten. Bei der Knickberechnung für die Versuchsvorbereitung wurde der Anteil der Querlagen vernachlässigt und die Querschnittsfläche A_{netto} verwendet. Die reduzierte Querschnittsfläche wird für die Berechnung der Schlankheit verwendet, wodurch sich höhere Schlankheiten ergeben.

Table 2: Knicklasten berechnet nach dem Ersatzstabverfahren

l_k [m]	l_p [m]	λ_y [-]	λ_{rel,y} [-]	k_y [-]	k_{c,y} [-]	F_{E,k} [kN]
1,265	1,00	35,81	0,749	0,800	0,915	195,5
1,865	1,60	52,79	1,105	1,143	0,680	145,2
2,365	2,10	66,94	1,401	1,524	0,462	98,59
2,865	2,60	81,10	1,697	1,993	0,324	69,21

Table 3: Knicklasten berechnet nach Theorie II. Ordnung

l_k [m]	e [mm]	F_{cr} [kN]	α_{cr} [-]	M^I [kNm]	M^{II} [kNm]	F_{E,k} [kN]
1,265	2,53	380,51	1,925	0,462	0,89	182,8
1,865	3,73	175,06	4,132	0,495	2,05	132,69
2,365	4,73	108,86	6,283	0,433	2,72	91,54
2,865	5,73	74,18	8,117	0,373	3,02	65,04

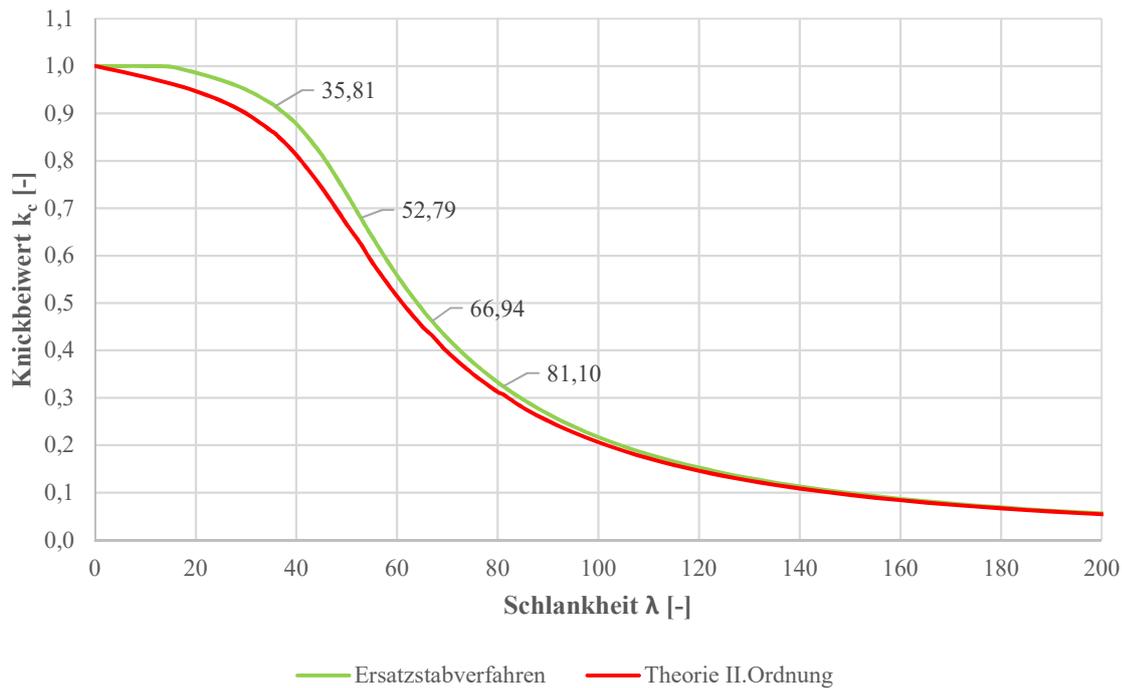


Abbildung 7-2: theoretische Biegeknicklinie nach dem Ersatzstabverfahren und der Theorie II. Ordnung

Die Knicklänge l_k ergibt sich aus der Probekörperlänge l_p und der oberen und unteren Auflagerhöhe bis zum Drehpunkt (insgesamt 265 mm). Wichtig für die Knickberechnung ist das Verhältnis von Druckfestigkeit zu Elastizitätsmodul. Je größer das Verhältnis dieser beiden Werte ist, umso größer sind die auftretenden Verformungen und kleiner die Tragfähigkeit des Bauteils.

7-3 HERSTELLUNG DER PROBEKÖRPER

Im Zuge der Masterarbeit werden zehn Probekörper für Stabilitätsuntersuchungen aus Buchenfurnier im Formpressverfahren hergestellt. Die Kreuzprofilstützen bestehen jeweils aus vier einzelnen Winkeln, welche jeweils sieben Furnierlagen aufweisen. Insgesamt werden 44 Winkel hergestellt, aus denen anschließend zehn Stützen in drei Längen produziert werden.

7-3.1 WINKELPROFILE

Zu Beginn der Herstellung werden die Furniere auf Holzfehler wie Äste und Risse begutachtet. Es wurden für die Längs- und Querlagen 1,5 mm dickes Furnier verwendet. Bei der Auswahl der Längsfurniere wurde darauf geachtet, dass diese möglichst wenig Holzfehler aufwiesen. Aufgrund der begrenzten Auswahl an Furnieren war es jedoch nicht möglich Holzfehler vollständig zu vermeiden. Die Furniere wurden im Anschluss auf eine maximale Länge von 2,80 m und einer Breite von 25 cm abgeschnitten. Die maximale Länge wurde von den Rahmenbedingungen der Fertigung und der Prüfkongfiguration vorgegeben. Ein großer Anteil der Furniere war kürzer als die maximal definierte Länge. Es wurde ein 7-schichtiger Aufbau gewählt, mit fünf Längslagen und zwei Querlagen. Die Querlagen wurden als zweite und sechste Schicht ausgeführt, für welche die Furniere auf eine Länge von 25 cm abgeschnitten und mit Papierklebeband zu 2,80 m langen Bahnen zusammengeklebt wurden. Die Längs- und Querlagen wurden für drei Wochen bei 20°C und 65 % relativer Luftfeuchtigkeit in die Klimakammer gelegt. Nach Erfahrungswerten sowie durch Probemessungen bestätigt, weisen 1,5mm dicke Furniere nach etwa drei Wochen Lagerung in der Klimakammer eine Holzfeuchte von ca. 9-10 % auf.



Abbildung 7-3: Verkleben der Querlagen mit Papierklebeband (links); Klebstoffauftrag mittels Leimwalze (rechts)

Für die Verklebung wird der flüssige Melaminharzkleber Prefere 4546 und der Härter Prefere 5022 verwendet. Dieser Klebstoff ist Klebstofftyp I und ist für die Herstellung von tragenden, geklebten Holzbauteilen geeignet. Es wird zu Beginn ein Mischverhältnis von 100 Anteile Kleber zu 30 Anteile Härter verwendet. Die maximale Bearbeitungszeit bei einem Mischverhältnis von 100:30 beträgt lt. Hersteller 25 Minuten. Der Klebstoff wird vollflächig mit einer Leimwalze auf die Furniere aufgebracht.

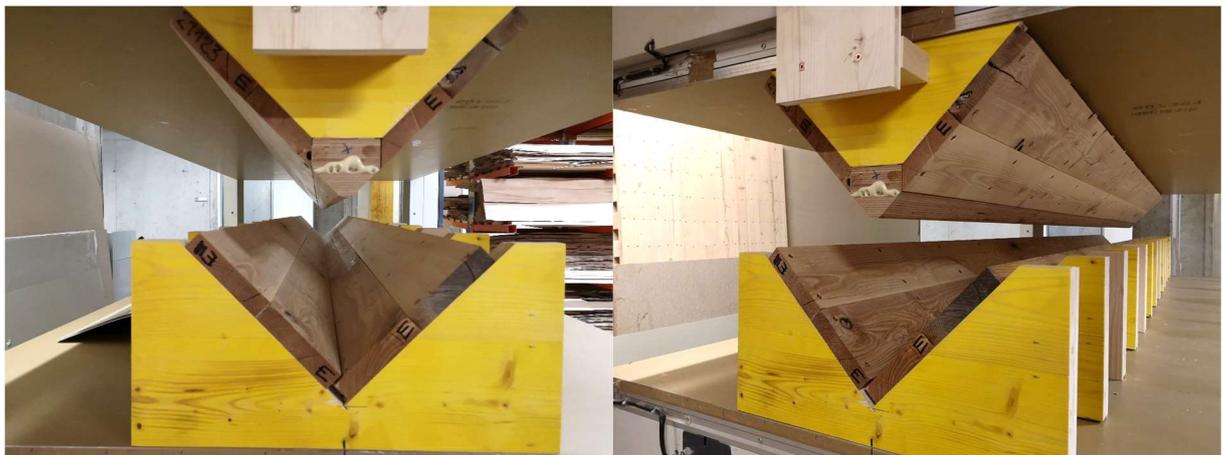


Abbildung 7-4: Pressform (Matrize und Patrize)

Schon vor Beginn der Masterarbeit wurde vom Institut für Holzbau und Holztechnologie eine Pressform mit Matrize und Patrize angefertigt. Die Patrize weist einen Innenradius von 15 mm auf. Durch Beilegen von zwei Folien mit jeweils 2 mm Stärke konnte ein Innenradius von 19 mm hergestellt werden. Gepresst wurden die Profile mit einer hydraulischen Presse mit zehn Zylinder. Der Pressdruck am Außenradius des Winkelprofils wurde durch die außen beilegte Folie erzeugt. Der Pressdruck beträgt normal zur Schenkelfläche $0,6 \text{ N/mm}^2$. Die erforderliche Presszeit ist lt. Produktdatenblatt bei einer Fugenstärke von 0,3 mm, einer Temperatur von 20°C und einem Mischverhältnis von 100:30 sieben Stunden. Es wurde einmal am Tag und einmal über Nacht gepresst, weswegen die Presszeiten zwischen 7 und 16 Stunden schwankten. Die Nachhärtezeit beträgt bei einem Mischverhältnis von 100:30 lt. Hersteller 24 Stunden.



Abbildung 7-5: Pressen mittels Matrize und Patrize

Unmittelbar nach dem Herausnehmen aus der Pressform wurde der Winkel des Profils gemessen. Die Messung erfolgte mit einem digitalen Winkelmessgerät. Nach dem Pressen wurden die Profile auf eine Schenkellänge von 11 cm abgeschnitten. Der genaue Zuschnitt der Probekörper erfolgte nach der Verklebung der Winkelprofile zu Stützen. Es wurden insgesamt 44 Winkelprofile mit einer Länge von 2,50 m bis 2,75 m hergestellt. Die Winkelprofile wurden zwischen den Produktionsschritten in der Klimakammer bei 20°C und einer relativen Luftfeuchtigkeit von 60 % gelagert.



Abbildung 7-6: Zuschneiden der Winkelprofile

Bei den ersten beiden Profilen konnten keine größeren Risse oder Schädigungen der Furnierlagen festgestellt werden, insofern wurde der Biegeradius von 19 mm beibehalten. Bei dem Profil W3 und W4 traten erstmals Längsrisse am Innenradius auf (siehe Abbildung 7-7) und es wurde festgestellt, dass die beigelegten Folien die Winkelform auch nach dem Öffnen der Presse noch für Stunden beibehielten. Daraufhin wurde eine zweite Außenfolie angefertigt, damit die Folie zwischen den Pressvorgängen genug Zeit hatte wieder in ihre ursprüngliche Form zurückzukehren. Des Weiteren wurde die innerste Längslage vor dem Pressvorgang für ca. 24 Stunden in die zweite Klimakammer mit 20°C und 80 % relativer Luftfeuchte gelegt. In weiterer Folge wurden keine größeren Risse mehr festgestellt.

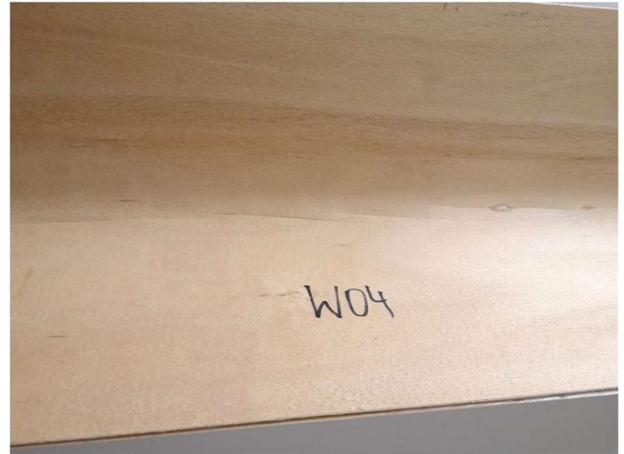


Abbildung 7-7: Risse am Innenradius

Bei zwei Profilen (W14, W16) wurde eine signifikant höhere Abweichung von der Sollform als bei den restlichen Profilen festgestellt. Bei den beiden Profilen wurde nach 48 Stunden eine Winkelabweichung von mehr als 10° gemessen. Dies ist der fünffache Wert im Vergleich zu den zuvor hergestellten Winkelprofilen. Während der Produktion der Winkelprofile wurde der Klebstoffvorrat aufgebraucht und es wurde ein neuer (frischer) Klebstoff geliefert. Die Profile W14 und W16 waren die ersten Profile, welche mit dem neuen Klebstoff am Tag (7 Stunden Presszeit) gepresst wurden. Die Profile, welche über Nacht hergestellt wurden (W15, W17), wiesen keine signifikant höhere Winkelabweichungen auf. Aufgrund dieser Beobachtungen wurde geschlossen, dass die Presszeit zu kurz war und der Klebstoff nicht ausreichend aushärten konnte. Für die weitere Produktion wird die Presszeit am Tag von sieben auf acht Stunden erhöht und das Mischverhältnis von 100:30 auf 100:50 geändert. Dadurch sinkt die Bearbeitungszeit auf 15 Minuten und die Presszeit lt. Hersteller auf 6,5 Stunden. Die vom Hersteller angegebenen Presszeiten beziehen sich auf 20°C . Die Temperatur ist im Labor im Winter tendenziell unter 20°C , wodurch eine längere Aushärtezeit notwendig sein kann.

Die Matrize der Pressform wurde während des Herstellungsprozess verstärkt, da die ursprüngliche Konstruktion schon nach wenigen Pressvorgängen erste Schäden aufwies (siehe Abbildung 7-8).



Abbildung 7-8: Schädigung der Pressform und Verstärkung

7-3.2 STÜTZEN

Direkt nach der Fertigstellung der Winkelprofile, wurden diese weiter verarbeitet zu Kreuzprofilstützen. Die Schwierigkeit bei der Verklebung der Stützen lag darin, die Winkelprofile symmetrisch anzuordnen. Dieses Problem wurde mit Hilfe einer Schablone (siehe Abbildung 7-9), welche vom Institut für Holzbau und Holztechnologie angefertigt wurde, gelöst. Die Toleranz, welche durch die Winkel- und die Profildickenabweichung der Winkelprofile entstand, wurde bei der Herstellung der Schablone berücksichtigt.



Abbildung 7-9: Schablone zur Herstellung der Stützen

Es wurde, wie bei der Herstellung der Winkelprofile, der flüssige Melaminharzkleber Prefere 4546 und der Härter Prefere 5022 verwendet, jedoch im Verhältnis 100:50. Der Klebstoff wurde mit Hilfe einer Leimwalze auf die Schenkel des Profils aufgebracht. Die Pressdauer lag zwischen 8 bis 16 Stunden (Tag bzw. Nacht) und der Pressdruck beträgt $0,6 \text{ N/mm}^2$. Es wurden pro Pressvorgang vier Klebefugen mit Hilfe von zwei Schablonen hergestellt (siehe Abbildung 7-10).



Abbildung 7-10: Pressen der ersten Klebefuge

Nach der Herstellung der ersten Klebefuge wurden die T-Profile aus der Schablone herausgenommen (siehe Abbildung 7-11) und anschließend wurden die zweite Klebefuge hergestellt. Dabei wurde darauf geachtet die erste Klebefuge über Nacht zu pressen, um durch die längere Presszeit ein vollständiges Abbinden des Klebstoffs sicherzustellen. Aufgrund der Abweichung der Winkelprofile entstehen durch die Herstellung der zweiten Klebefuge Zwangsspannungen, welche auch auf die erste Klebefuge wirken. Diese Zwangsspannungen könnten bei nicht vollständigem Abbinden des Klebstoffs zum Aufreißen der ersten Klebefuge führen.



Abbildung 7-11: Herausnehmen der T-Profile und Herstellung der zweiten Klebefuge

Der letzte Schritt der Herstellung war das Schneiden der Schenkel auf die exakte Länge von 80 mm und das Ablängen der Probekörper auf die festgelegten Prüflängen. Wie in Abbildung 7-12 ersichtlich wurde die Stütze mit Hilfe von Spannzwingen am Anfang und Ende auf einen Holzbalken befestigt. Die punktuelle Befestigung der Stütze am Holzbalken hatte zur Folge, dass es zu keinem durchgehenden Anpressen kommt. Es wurden daher nach der Herstellung in Stützenmitte größere Abweichungen der Schenkellänge von der Sollgeometrie gemessen als am Stützenende. Die Abweichungen der Schenkellängen bewirkten einen unsymmetrischen Aufbau, welcher in der Berechnung berücksichtigt werden muss. Die Profile wurden auf die Prüflängen 1,6 m, 2,1 m und 2,6 m abgeschnitten, wobei darauf geachtet wurde Fehlstellen in den Decklagen, wie beispielsweise Risse und Äste, wegzuschneiden. Wichtig für die Knickprüfung ist der exakte Schnitt der Stirnflächen, welche bei den Stabilitätsprüfungen direkt auf den Auflagern aufliegen. Mögliche Winkelabweichungen der Stirnflächen führen zu einer Anfangsschiefstellung der Stütze und somit zu einer zusätzlichen Exzentrizität.



Abbildung 7-12: Schneiden der Stützen

Die hergestellten Stützen wurden in der Klimakammer bei 20°C und 65 % Luftfeuchtigkeit gelagert. Es konnten an den Stützen keine großen Verformungen nach der Herstellung festgestellt werden.



Abbildung 7-13: fertiger Winkel und fertige Stütze

7-4 GEOMETRISCHE IMPERFEKTIONEN

Die geometrischen Imperfektionen der Probekörper sollten in der Herstellung auf ein Minimum beschränkt werden. Manche Imperfektionen lassen sich bei der Herstellung größtenteils per Hand und den eingeschränkten maschinellen Möglichkeiten nicht vollständig vermeiden. Im Zuge der Masterarbeit sollten diese geometrischen Imperfektionen so gut wie möglich erfasst und dokumentiert werden.

7-4.1 RÜCKSTELLVERFORMUNG DER WINKELPROFILE

Die Rückstellverformung der Winkelprofile wurde mit Hilfe eines digitalen Winkelmessgeräts aufgenommen (siehe Abbildung 7-14). Der Winkel wurde an der Außenseite des Profils gemessen, wobei die Messgenauigkeit des Geräts bei $\pm 0,1^\circ$ liegt. Der Winkel wurde im Abstand von ca. 400 mm vom Stabanfang und -ende und in Stabmitte gemessen. Um eine Aussage über den Verlauf der Rückstellverformung über die Zeit treffen zu können, wurde der Winkel direkt nach der Herstellung, nach acht bzw. 16 Stunden und abschließend nach 48 Stunden dokumentiert.



Abbildung 7-14: digitales Winkelmessgerät zur Messung an der Außenseite des Winkelprofils

7-4.2 PRÜFKÖRPER

Für die Nachrechnung der Stabilitätsprüfungen sind die geometrischen Imperfektionen aus der Herstellung wesentlich, um abgesehen von der für die Prüfungen geplanten Exzentrizität, geometrischen Abweichungen berücksichtigen zu können. Zuzufolge der sehr gering gewählten planmäßigen Exzentrizität ($L/500$) besteht die Gefahr, dass die Imperfektionen durch die Herstellung größer sind, wodurch es zu einer Vergrößerung oder im schlimmsten Fall Kompensation der planmäßigen Exzentrizität kommen könnte. Durch die geplante Exzentrizität wird die Knickrichtung vorgegeben und bei Aufhebung dieser, kann die Stütze in

jede Richtung knicken. Diese Unberechenbarkeit ist für die Stabilitätsprüfung und die anzubringende Messtechnik nicht erstrebenswert, weshalb eine Exzentrizität geplant wurde.

Die genauen geometrischen Imperfektionen der hergestellten Stützen wurden mit Hilfe des ROMER 6-Achsmessarm aufgenommen. Die Profile wurden auf zwei Gerüstböcken gelagert, um ein Scannen auf allen vier Seiten zu ermöglichen. Ein vertikales Scannen war durch die begrenzte Länge des Messarms nicht möglich. Die Prüfkörper wurden eingescannt, um daraus eine 3D-Punktwolke zu erstellen. Die Punktwolke wurde mit dem Programm GEOMAGIC in Flächen umgewandelt und mit dem 3D-Volumskörper der Sollgeometrie verglichen. Die Überlagerung der tatsächlichen imperfekten Geometrie mit der Sollgeometrie zeigt die Abweichungen über den gesamten Prüfkörper und werden mitunter in einer Falschfarbendarstellung angezeigt.



Abbildung 7-15: ROMER Messarm

7-5 STABILITÄTSPRÜFUNG

7-5.1 PRÜFKONFIGURATION

Bei den Hauptprüfungen der Masterarbeit handelt es sich um Stabilitätsprüfungen, welche in der Prüfhalle (Bautechnikzentrum der TU Graz) durchgeführt wurden. Die Stützen wurden auf dem Prüfgerüst, bestehend aus 4 Säulen im Abstand von 1 x 2,5 m, des Labors für konstruktiven Ingenieurbau (LKI) geprüft. Die Prüfkörper wurden exzentrisch belastet, wobei die Exzentrizität in Abhängigkeit der Länge ($L/500$) gewählt wurde.

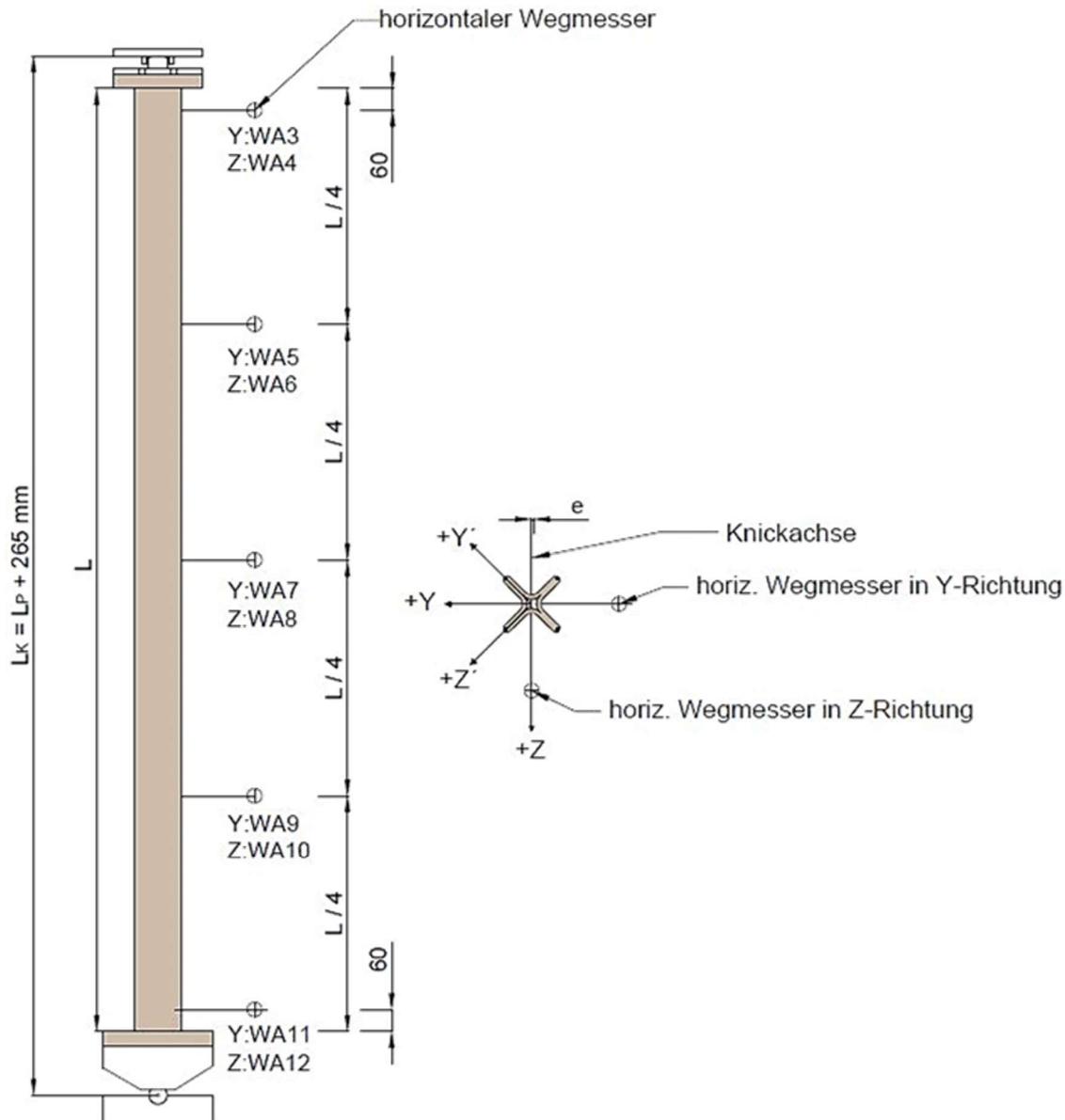


Abbildung 7-16: Prüfkonfiguration Ansicht und Grundriss

Die vertikale Verformung wurde über den Kolbenweg des Hydraulikzylinders (MTS Serie 244) und die Kraft mittels Kraftmessdose (MTS KMD Serie 661.31F-01) gemessen. Zusätzlich wurde der Versuch mittels Videokamera festgehalten. Mit Hilfe eines Beamers wurde ein Raster auf die Stütze projiziert, um auf dem Video auch kleine Verformungen besser erkennen zu können.

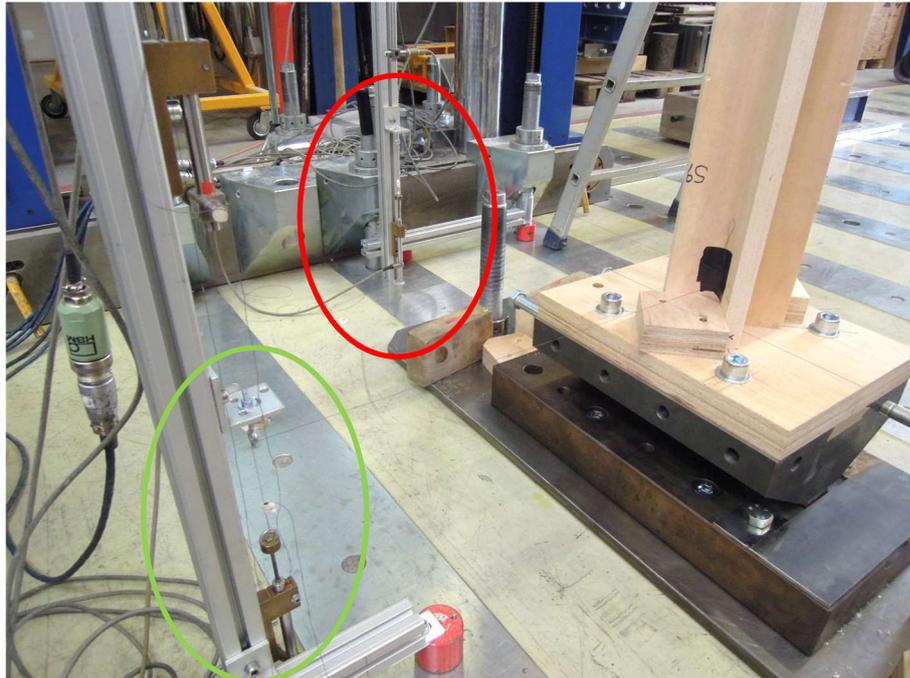


Abbildung 7-17: Tauchanker in Y'-Richtung (grün) und Z'-Richtung (rot)

Die horizontale Verformung wurde in zwei Richtungen am Stabanfang- und ende und in den Viertelpunkten gemessen. Es wurden Tauchanker des Herstellers Hottinger Baldwin Messtechnik (HBM) verwendet. Diese ermöglichen eine Messung der Verformung bis zum Bruch, wohingegen andere Messsysteme, wie beispielsweise Wegtaster, vor dem Versagen heruntergenommen werden müssten, zumal es ansonsten beim Bruch des Prüfkörpers zu Schäden an der Messtechnik kommen kann. An den Auflagerpunkten wurden Tauchanker mit einer Messlänge von 50 mm, an den Viertelpunkten 100 mm und in Stützenmitte 200 mm verwendet. Die Tauchanker wurden in Y'-Richtung in einem Abstand von 62,5 cm und in Z'-Richtung in einem Abstand von 87,5 cm befestigt (siehe Abbildung 7-17). In Y'-Richtung wurde der Tauchanker W3 (siehe Abbildung 7-16) in einem Abstand von 29,0 cm zur Stütze montiert. Die Nummerierung der Tauchanker erfolgte von WA3-WA12, wobei WA1 und WA2 nicht verwendet werden.



Abbildung 7-18: Auflagerplatte unten exzentrisch eingebaut

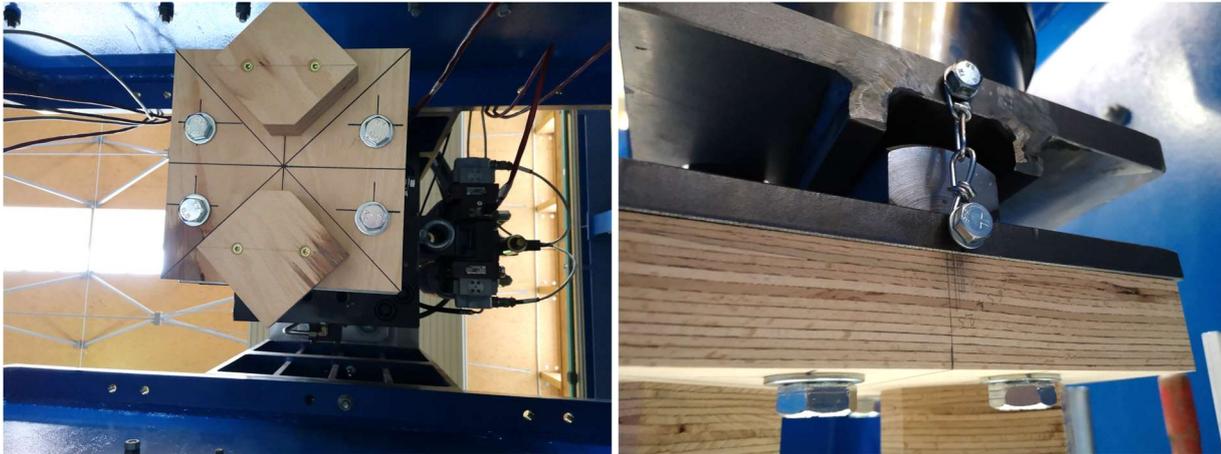


Abbildung 7-19: Auflagerplatte oben exzentrisch eingebaut

Vom Institut für Holzbau und Holztechnologie wurden Auflagerplatten angefertigt, die die Stützen vor dem seitlichen Ausweichen am Auflagerpunkt sichern sollen. Die Auflagerplatten unten (siehe Abbildung 7-18) und oben (siehe Abbildung 7-19) wurden mit Langlöchern hergestellt, wodurch sie exzentrisch eingebaut werden konnten. Die Holzblöcke wurden mit Berücksichtigung einer Einbautoleranz auf den Auflagerplatten befestigt und ermöglichen es die Stütze zentrisch zu positionieren.

7-5.2 PRÜFABLAUF

Vor dem Einbau des Prüfkörpers wurde jeder Messpunkt angezeichnet. Die Auflagerplatten wurden vor dem Einbau der Prüfkörper auf die jeweilige Exzentrizität eingerichtet. Für den Einbau der Prüfkörper und das Anbringen der Messtechnik wurde auf die Prüfkörper eine minimale Last aufgebracht. Die Prüfkörper wurden zentrisch auf den Auflagern positioniert und wenn nötig mit Beilagebleche fixiert. Mit Hilfe einer Wasserwaage wurden die Prüfkörper vertikal eingerichtet und folglich die Messtechnik angebracht.

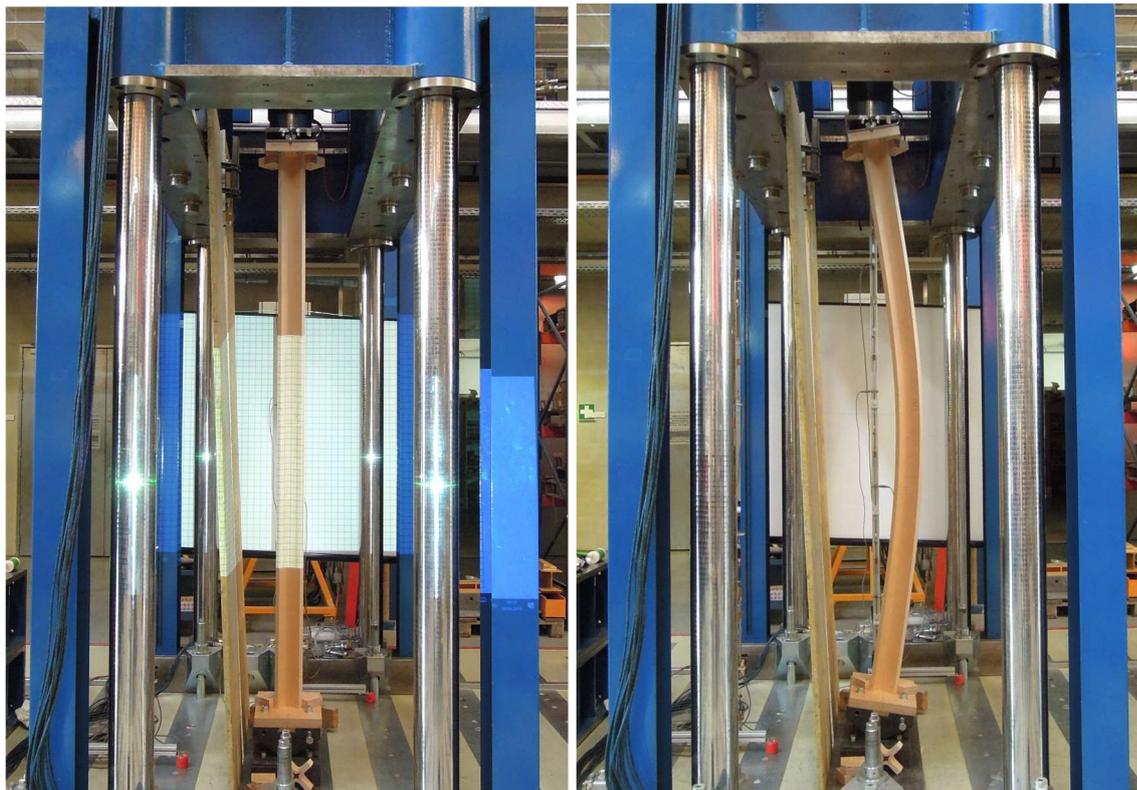


Abbildung 7-20: gesamter Prüfaufbau: unverformt (links) und verformt (rechts)

Die Prüfgeschwindigkeit wurde so gewählt, dass die maximale Last nach 300 ± 120 Sekunden erreicht wurde. Demzufolge errechnete sich für die erste Stütze $0,4 \text{ mm/min}$ und wurde bei den weiteren Stützen auf $1,2 \text{ mm/min}$ erhöht. Die Belastung erfolgte weggesteuert mit Hysterese, für welche die Stütze bis zu einer Kraft von 40 % der erwarteten Maximallast belastet und anschließend bis zu einer Kraft von 10 % der Maximallast entlastet wurde, ehe die Belastung bis zum Bruch wieder gesteigert wurde. Die Geschwindigkeit wurde bei Be- und Entlastung gleich gewählt. Die Stützen S07, S09 und S10 wurden nicht bis zum Bruch belastet, um daraus die Prüfkörper S11, S12 und S13 herauszuschneiden zu können.

7-5.3 KORREKTUR DER MESSDATEN

Durch die Kombination aus horizontaler Verformung in Y- und Z-Richtung und durch die vertikale Verformung in X-Richtung wurde unweigerlich eine längere Distanz gemessen als sich der Prüfkörper tatsächlich verformt. Im Zuge der Auswertung wurde in Y- und Z-Richtung der Messfehler infolge des Kolbenwegs berücksichtigt (siehe Abbildung 7-21). Für den Kolbenweg wurde ein linearer Verlauf über die Prüflänge angenommen, wobei die vertikale Verformung am unteren Auflager null ist. In Z-Richtung wurde zusätzlich der Messfehler durch die Verformung in Y-Richtung berücksichtigt. In Y-Richtung wurde der Messfehler infolge der Verformung in Z-Richtung vernachlässigt, da die Verformungen in Z-Richtung sehr gering und somit der Messfehler bezogen auf die gemessene Distanz in Y-Richtung unerheblich ist.

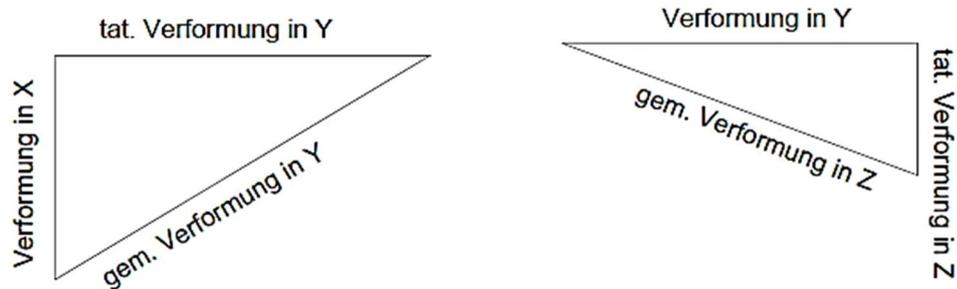


Abbildung 7-21: Korrektur der Messwerte in vertikaler (links) und horizontaler (rechts) Ebene

7-6 DRUCKPRÜFUNGEN

Die Druckfestigkeit der Stütze wurde in Anlehnung an die ÖNORM EN 408 [51] bestimmt. Die Geometrie der Stütze entsprach nicht der Geometrievorgabe lt. Norm. Es wurde ein Testversuch mit einem Probekörper der Länge 250 mm an der ZWICK Universal 250 durchgeführt. Dabei wurde die maximale Last der Prüfmaschine (275 kN) beinahe erreicht und ein Beulen der Schenkel konnte beobachtet werden. Infolge der Erkenntnisse aus dem Vorversuch wurden die Druckprüfungen mit der Universalprüfmaschine BETA 1000 des LKI durchgeführt. Die Probekörper wurden auf eine Länge von 126 mm abschnitten, was dem sechsfachen der Profilstärke (21 mm) entspricht. Die Stauchung wurde in Längsrichtung mittels vier DD1 (DMS basierter Dehnungsaufnehmer) des Herstellers HBM gemessen. Die Dehnungsaufnehmer wurden in der Mitte der Probekörperhöhe und in Abstand von 20 mm vom Profiltrand befestigt. Die Dehnungsaufnehmer maßen die Dehnung über eine Länge von 80 mm, dies entspricht der vierfachen Profilstärke. Die Kraft wurde mittels Kraftmessdose CTC4230100T5 des Herstellers AEP transducers (max. Kraft 1MN) gemessen. Aus den Messungen kann eine kombinierte Druckfestigkeit und E-Modul aus Längs- und Querlagen berechnet werden.

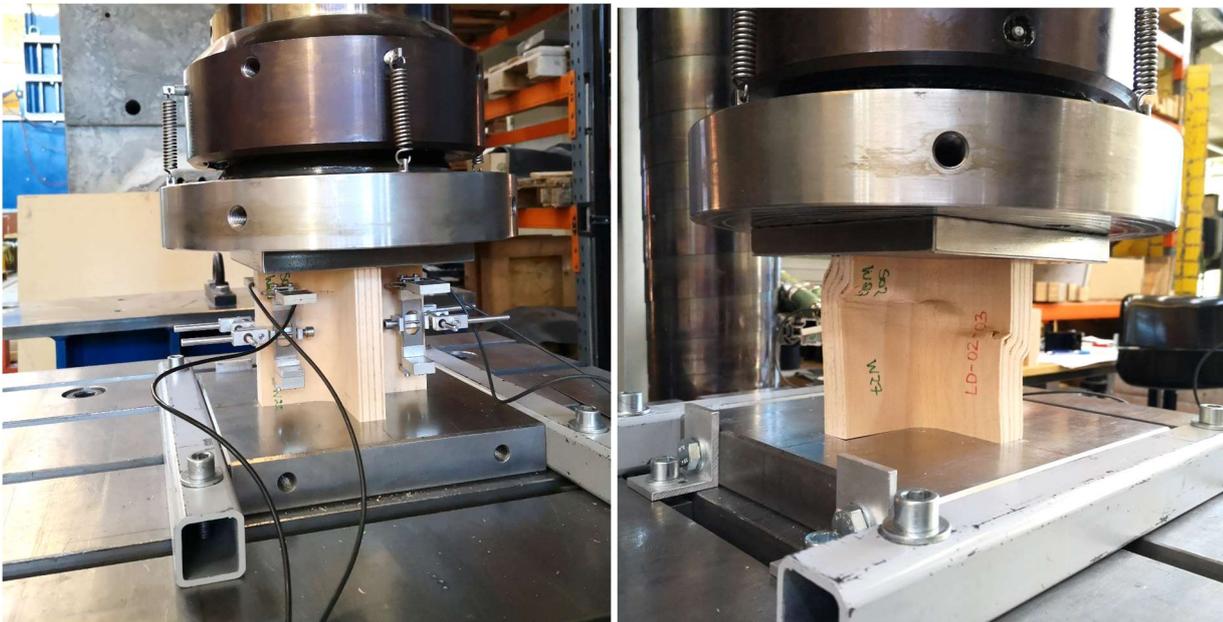


Abbildung 7-22: Prüfung zur Bestimmung der Druckfestigkeit und des Elastizitätsmoduls

KAPITEL 8: ERGEBNISSE

In dem folgenden Kapitel werden die Ergebnisse der Prüfungen, welche im Zuge der Masterarbeit durchgeführt wurden, dargestellt. Es wird die Verformung der einzelnen Winkelprofile angeführt, die geometrischen Imperfektionen der Prüfkörper dargestellt und daraus die Abweichungen der Schwerpunktsachse bestimmt. Die Materialparameter, wie Druckfestigkeit, Elastizitätsmodul, Rohdichte und Holzfeuchte werden statistisch für alle Stützen ausgewertet. Abschließend wird die Knicklast für jeden Prüfkörper und die Bruchspannungen bzw. maximal gemessene Spannung berechnet.

8-1 FORMHALTIGKEIT DER WINKELPROFILE

In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse der Messung der Rückstellverformung dargestellt. Die Winkelprofile W14 und W16, welche aufgrund der fehlerhaften Herstellung größere Winkelabweichungen aufwiesen, wurden in der Auswertung der Ergebnisse nicht berücksichtigt. Für die Winkelprofile W26 bis W29 stehen keine vollständigen Datensätze zur Verfügung, daher wurden diese Profile bei der Auswertung ebenfalls nicht berücksichtigt. Insgesamt wurden 38 Profile direkt nach der Herstellung (T1), nach acht bzw. 16 Stunden (T2) und abschließend nach 48 Stunden (T3) an Stabanfang, -mitte und -ende vermessen. Alle Winkelprofile wurden mit einem Öffnungswinkel von 90° hergestellt.

Zum Zeitpunkt T1 (direkt nach der Herstellung) ergibt sich für den Stabanfang und die Stabmitte ein mittlerer gemessener Winkel von 91,09 ° bei einem Variationskoeffizienten von 0,33 %. Am Stabende beträgt der mittlere gemessene Winkel 91,10 ° bei einem Variationskoeffizienten von 0,39 %. In der Tabelle 4 sind die statistischen Kennwerte der Winkelmessungen zum Zeitpunkt T1 dargestellt. Die Verteilungen der gemessenen Winkel am Stabanfang, -mitte, und -ende zum Zeitpunkt T1 sind in Abbildung 8-1 mittels Boxplot-Diagramm dargestellt.

Tabelle 4: statistische Auswertung der Winkelmessungen zum Zeitpunkt T1

	Anfang [°]	Mitte [°]	Ende [°]
n	38	38	38
Min	90,50	90,50	90,30
Max	91,80	91,80	91,80
Mittelwert	91,09	91,09	91,11
Median	91,10	91,10	91,10
Standardabweichung	0,298	0,298	0,360
Variationskoeff. [%]	0,33	0,33	0,39

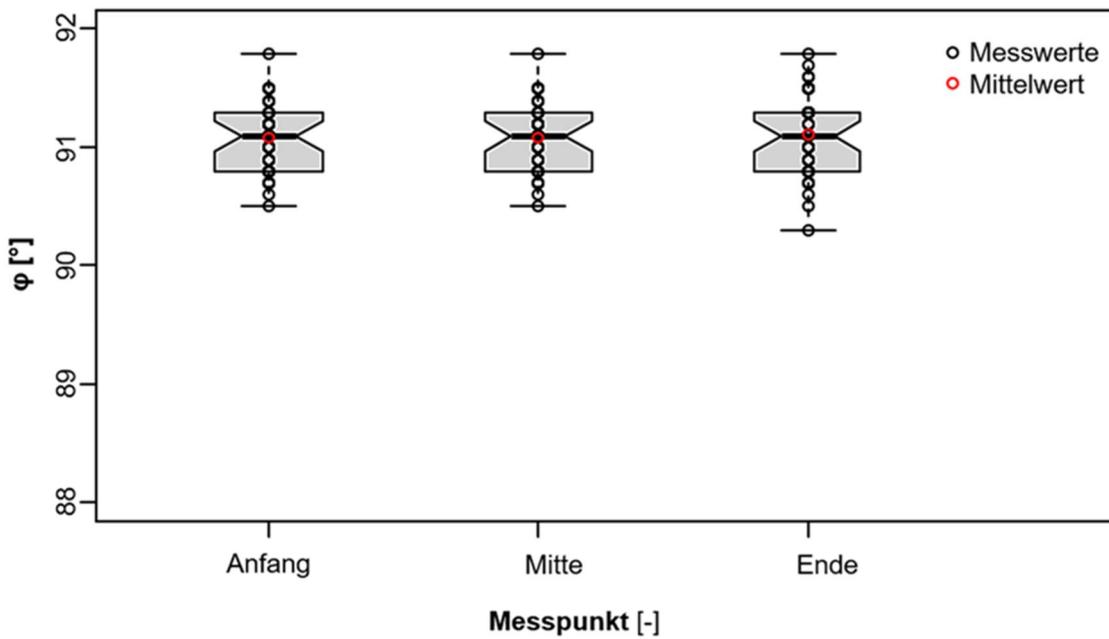


Abbildung 8-1: Boxplot-Diagramm der Winkelmessungen zum Zeitpunkt T1

Zum Zeitpunkt T3 (48 Stunden nach der Herstellung) ergibt sich für den Stabanfang der mittlere gemessene Winkel von $90,16^\circ$ bei einem Variationskoeffizienten von 0,50 %. In Stabmitte beträgt der mittlere gemessene Winkel $90,14^\circ$ bei einem Variationskoeffizienten von 0,53 %. Am Stabende ergibt sich ein mittlerer gemessener Winkel von $90,23^\circ$ bei einem Variationskoeffizienten von 0,25 %. In der Tabelle 5 sind die statistischen Kennwerte der Winkelmessungen zum Zeitpunkt T3 angegeben. Die Verteilungen der gemessenen Winkel am Stabanfang, -mitte, und -ende zum Zeitpunkt T3 sind in Abbildung 8-2 mittels Boxplot-Diagramm dargestellt.

Tabelle 5: statistische Auswertung der Winkelmessungen zum Zeitpunkt T3

	Anfang [°]	Mitte [°]	Ende [°]
n	38	38	38
Min	89,00	89,00	89,10
Max	91,30	91,10	91,10
Mittelwert	90,16	90,14	90,23
Median	90,20	90,20	90,20
Standardabweichung	0,452	0,479	0,449
Variationskoeff. [%]	0,50	0,53	0,25

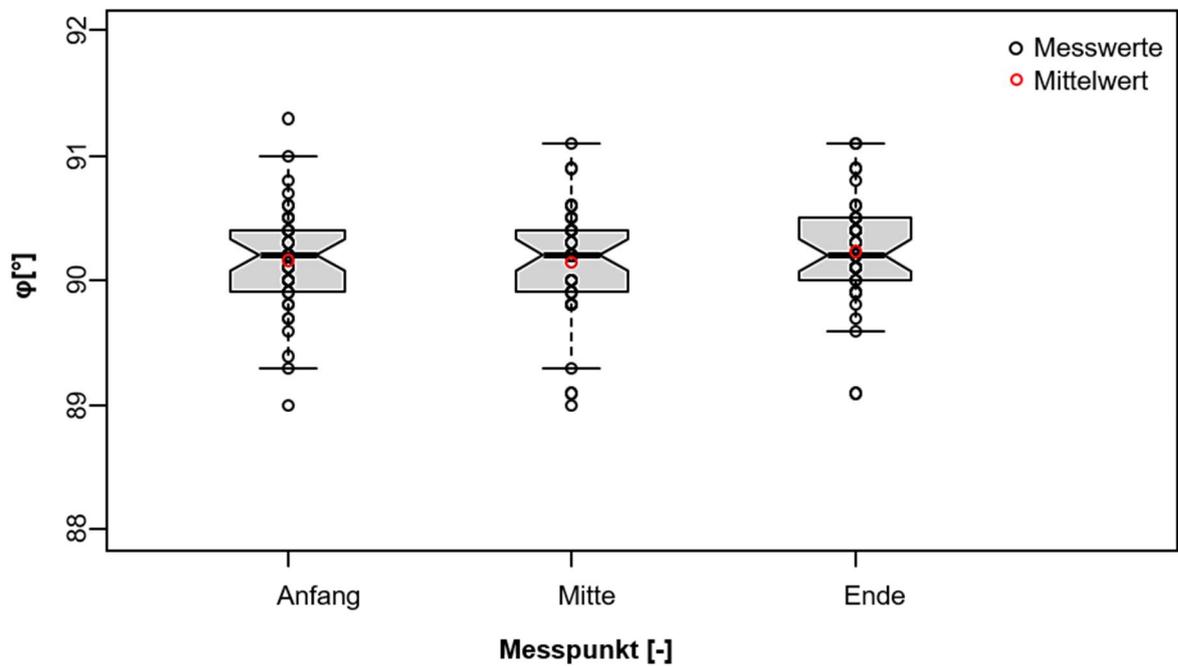


Abbildung 8-2: Boxplot-Diagramm der Winkelmessungen zum Zeitpunkt T3

Im Folgenden sind die Mittelwerte der einzelnen Profile über die Zeit dargestellt. Zum Zeitpunkt T1 ergibt sich der mittlere gemessene Winkel von $91,10^\circ$ bei einem Variationskoeffizienten von 0,34 %. Zum Zeitpunkt T2 beträgt der mittlere gemessene Winkel $91,02^\circ$ bei einem Variationskoeffizienten von 0,32 %. Zum Zeitpunkt T3 ergibt sich ein mittlerer gemessener Winkel von $90,18^\circ$ bei einem Variationskoeffizienten von 0,44 % (siehe Tabelle 6). Die Verteilungen der gemessenen Winkel zum Zeitpunkt T1, T2 und T3 sind in Abbildung 8-3 mittels Boxplot-Diagramm dargestellt.

Tabelle 6: statistische Auswertung der Winkelmessungen für die Zeitpunkte T1, T2 und T3

	T1 [°]	T2 [°]	T3 [°]
n	38	38	38
Min	90,57	90,47	89,03
Max	91,80	91,57	90,83
Mittelwert	91,10	91,02	90,18
Median	91,10	91,05	90,23
Standardabweichung	0,306	0,289	0,393
Variationskoeff. [%]	0,34	0,32	0,44

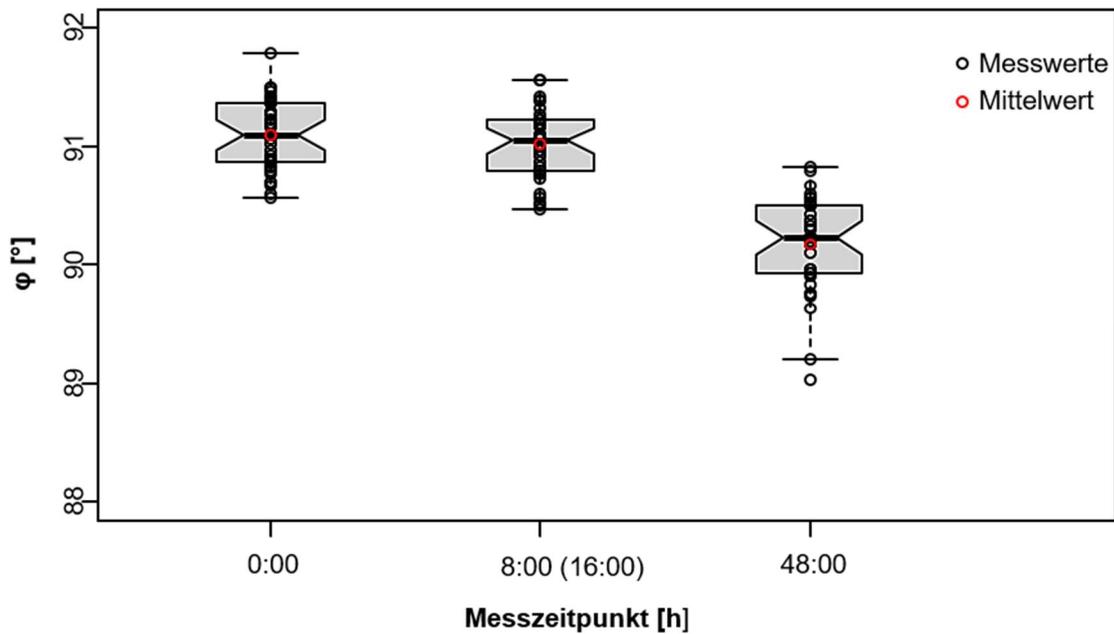


Abbildung 8-3: Boxplot-Diagramm der Winkelmessungen für die Zeitpunkte T1, T2 und T3

8-2 IMPERFEKTION DER PRÜFKÖRPER

Die Ergebnisse der Untersuchung der Imperfektion der Prüfkörper werden im folgenden Abschnitt dargestellt. Jeder Probekörper wurde vor der Stabilitätsprüfung eingescannt und die Messdaten mit Hilfe des Programms *Geomagic Control* [52] ausgewertet. Wichtig für die Auswertung ist die einheitliche Ausrichtung des Probekörpers. Aus diesem Grund wurde jeder Prüfkörper nach dem Einscannen an einer Auflagerfläche markiert. Diese Markierung wurde bei den späteren Stabilitätsprüfungen immer am unteren Auflagerpunkt (80/160) (siehe Abbildung 8-4) positioniert, wodurch eine genaue Zuordnung des eingescannten und des geprüften Körpers getroffen werden konnte.

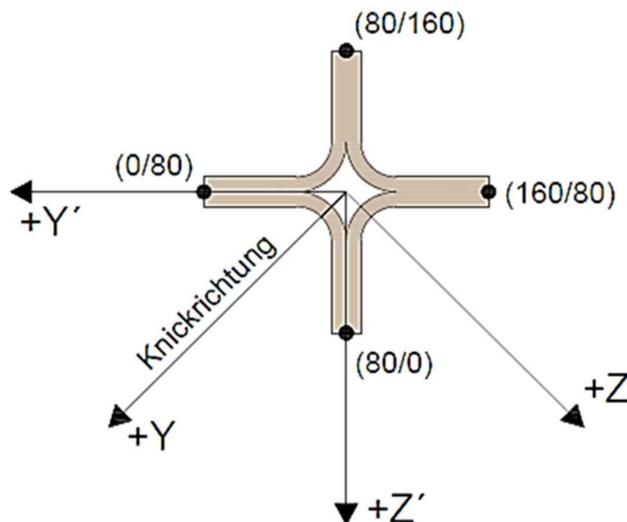


Abbildung 8-4: gewählte Achsen und Bezugssysteme des geprüften Querschnitts

Die Farbskala für die Falschfarbendarstellung der Geometrieabweichungen wurde für alle Prüfkörper gleich festgelegt. Der Normalbereich wurde von - 0,5 mm bis + 0,5 mm und die minimale und maximale Abweichung mit - 3,0 mm bis + 3,0 mm gewählt. Anhand der Falschfarbendarstellung kann in weiterer Folge eine qualitative Aussage über die Imperfektionen des Prüfkörpers getroffen werden.

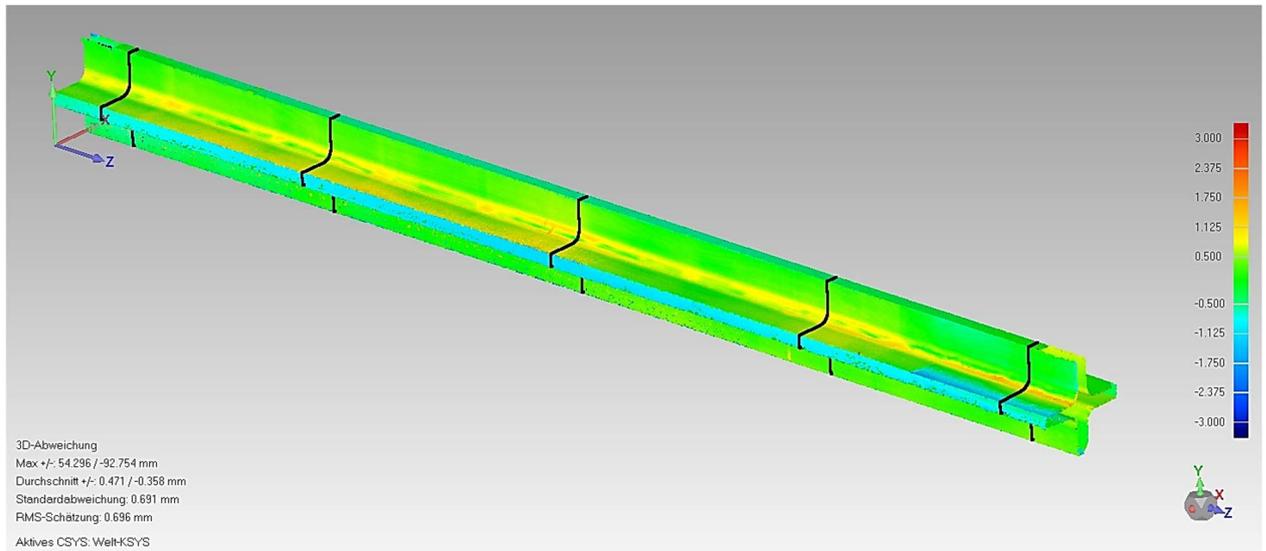


Abbildung 8-5: Falschfarbendarstellung der Geometrieabweichung des Probekörpers S01

Es wurden je Probekörper fünf 2D-Schnitte erstellt und die jeweiligen Abweichungen der Schenkellänge (siehe Abbildung 8-4) an den Viertelpunkten und jeweils im Abstand von 100 mm zum Stabanfang bzw. –ende ausgelesen. Die Abweichung der Innenradien wird in der weiteren Berechnung nicht berücksichtigt, da signifikante Unterschiede bereits in lokalen Abschnitten auftraten und anhand von fünf Messpunkten keine generelle Aussage über die gesamte Stabachse getroffen werden kann. Zudem ist für die Berechnung des Flächenträgheitsmoments und somit für die Tragfähigkeit der Stütze der Ausrundungsradius von untergeordneter Bedeutung. Beim gemessenen Innenradius handelt es sich auch nicht um tatsächliche Ausrundungsradien, da immer wieder lokale Fehlstellen am Ausrundungsradius festgestellt wurden.

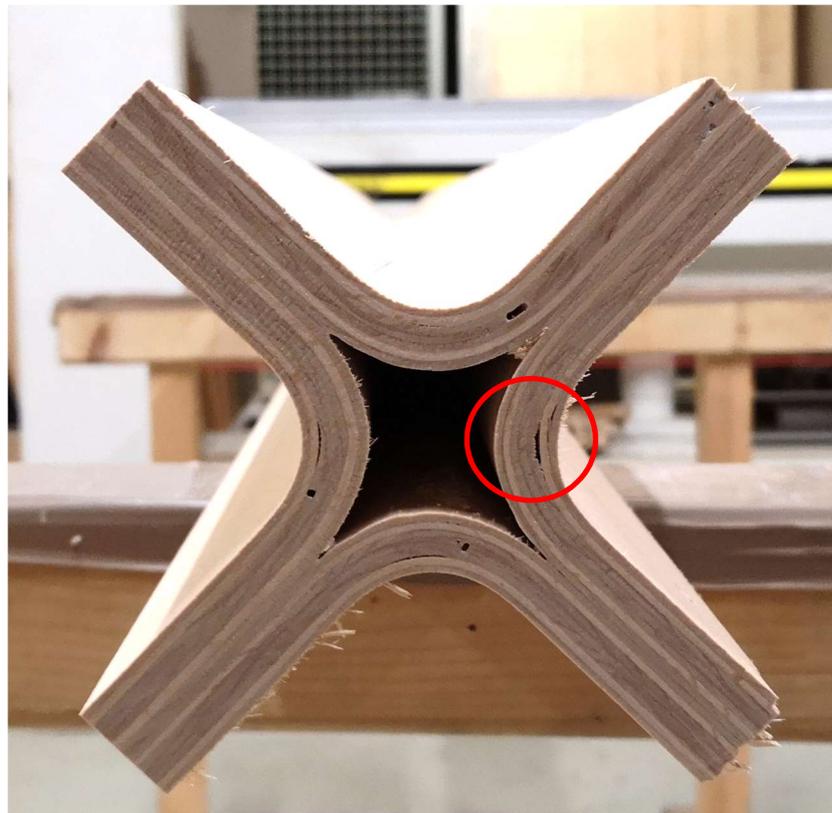


Abbildung 8-6: Fehlstellen am Ausrundungsradius

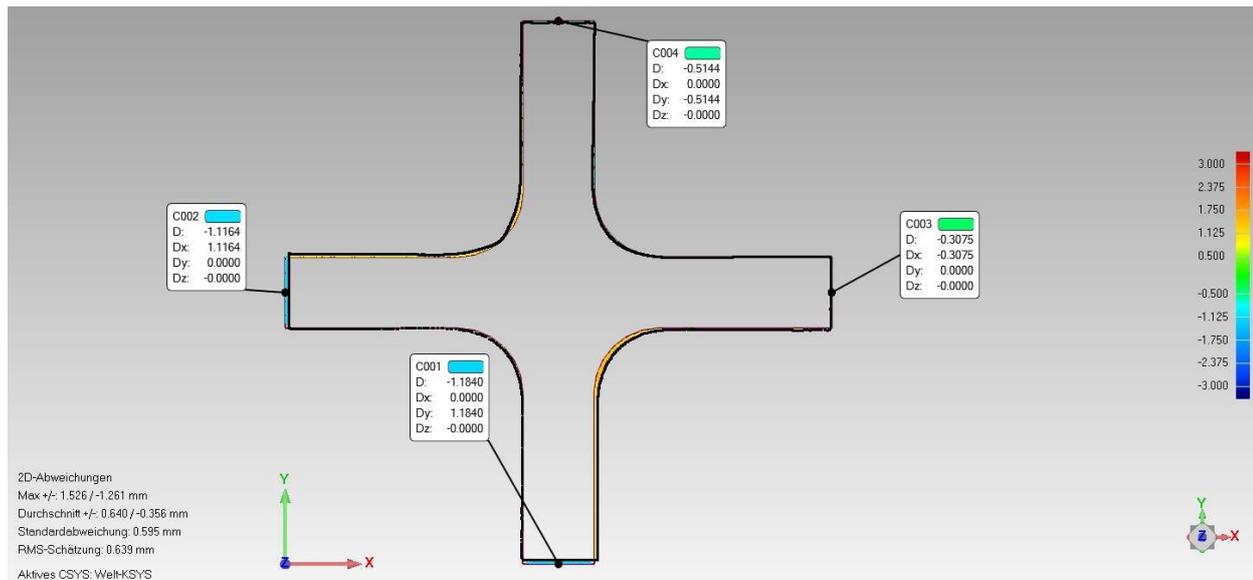


Abbildung 8-7: Geometrieabweichungen im 2D-Schnitt in Stabmitte des Prüfkörpers S01

Für die fünf Messpunkte entlang der Stabachse wurden die imperfekten Querschnittswerte berechnet und die Abweichung des Schwerpunktes wird in Y'- und Z'-Richtung angegeben. Je nachdem ob die Schwerpunktsachse in positiver oder negative Richtung abweicht, wurde die Stabexzentrizität vergrößert oder verkleinert. Die Abweichung des Schwerpunktes wurde nicht direkt aus der Software ausgelesen, sondern über die Bezugspunkte an den Schenkelenden zurückgerechnet (Annahme der Symmetrie der gegenüberliegenden Schenkel). Die Ergebnisdaten jedes einzelnen Prüfkörpers sind im Anhang zu finden.

Tabelle 7: messtechnisch erfasste Querschnittsdaten (imp) der einzelnen Stütze in Stabmitte

Nr.	A_{imp} [mm ²]	$W_{y,imp}$ [mm ³]	$W_{z,imp}$ [mm ³]	y_{imp} [mm]	z_{imp} [mm]
S01	4125,9	89735	88831	-0,23	-0,19
S02	4128,5	89194	89488	0,08	0,07
S03	4055,5	86853	86969	0,10	-0,15
S04	4144,0	89490	89954	0,12	-0,02
S05	4247,2	93694	93711	0,42	-0,05
S06	4145,2	89521	89524	0,40	0,06
S07	4122,9	88273	88855	0,22	0,50
S08	4122,7	89392	89390	0,07	-0,21
S09	4059,7	86670	86805	0,15	0,11
S10	4046,0	85590	85590	-0,01	0,41
S11	4089,5	87931	87467	-0,39	-0,04
S12	4094,0	87789	87816	0,27	0,21
S13	4138,5	89695	88544	-0,31	-0,50

Die Ergebnisse der Auswertung der Imperfektion der Prüfkörper zeigt die Abweichungen in der Geometrie und deren Einfluss auf die Symmetrie des Querschnitts in Stabmitte. Es wurde eine minimale Querschnittsfläche von 4046,0 mm² und eine maximale Querschnittsfläche von 4247,2 mm² berechnet. Die minimale und maximale Abweichung des Schwerpunktes in Stabmitte in Y'-Richtung betrug - 0,01 mm und + 0,42 mm. Die minimale und maximale Abweichung des Schwerpunktes in Stabmitte in Z'-Richtung betrug - 0,02 mm und + 0,50 mm.

8-3 DRUCKPRÜFUNGEN

Im Zuge der Masterarbeit wurden Stabilitätsprüfungen an den zuvor hergestellten Kreuzprofilstützen durchgeführt. Für die Nachrechnung der Stabilitätsprüfungen wurden die Druckfestigkeit und der Elastizitätsmodul unter Druckbeanspruchung für jeden einzelnen Probekörper in Richtung der Stabachse (X-Richtung) bestimmt. Für den Vergleich zwischen theoretischer Berechnung lt. EC 5 und den Prüfergebnissen wurden die Ergebnisse für alle Probekörper zusammengefasst und statistisch ausgewertet. Die ermittelte Druckfestigkeit und der E-Modul gelten für den geprüften Schichtaufbau, wobei es sich um kombinierte Werte aus Längs- und Querlagen handelt.

8-3.1 DRUCKFESTIGKEIT

Der Druckfestigkeit wurde in Anlehnung an die Bestimmung der Druckfestigkeit in Faserrichtung lt. ÖNORM EN 408 [51] berechnet. Für die Probekörper S01 bis S10 wurden jeweils drei Längsdruckprüfungen (LD-Prüfung) durchgeführt. Aufgrund der geringen Prüflänge der Probekörper konnten für S11 und S13 nur jeweils ein und für S12 zwei LD-Prüfungen durchgeführt werden. Für die Berechnung der charakteristischen Druckfestigkeit geht die ÖNORM EN 14358 [53] von einer logarithmischen Normalverteilung aus. Wie in der Abbildung 8-8 ersichtlich liegt der Wert der charakteristischen Druckfestigkeit (alle Messdaten) außerhalb der Messwerte. Die ÖNORM EN 14358 schreibt bei einer logarithmischen Normalverteilung einen minimalen Variationskoeffizienten von 5 % und eine minimale Standardabweichung von 0,05 vor. Wie in Tabelle 6 ersichtlich beträgt der Variationskoeffizient der Messwerte der Druckfestigkeit nur 3,64 % (zu geringe Streuung der Werte lt. Norm) und es wurde für die weitere Berechnung der Mindestwert von 0,05 für die logarithmische Standardabweichung gewählt. Aufgrund dessen liegt die berechnete charakteristische Druckfestigkeit mit 42,39 N/mm² (46,53 N/mm² im Mittel) außerhalb der Messwerte. Der 5%-Quantil-Wert mit einem Variationskoeffizienten von 3,64 % betrug 43,72 N/mm².

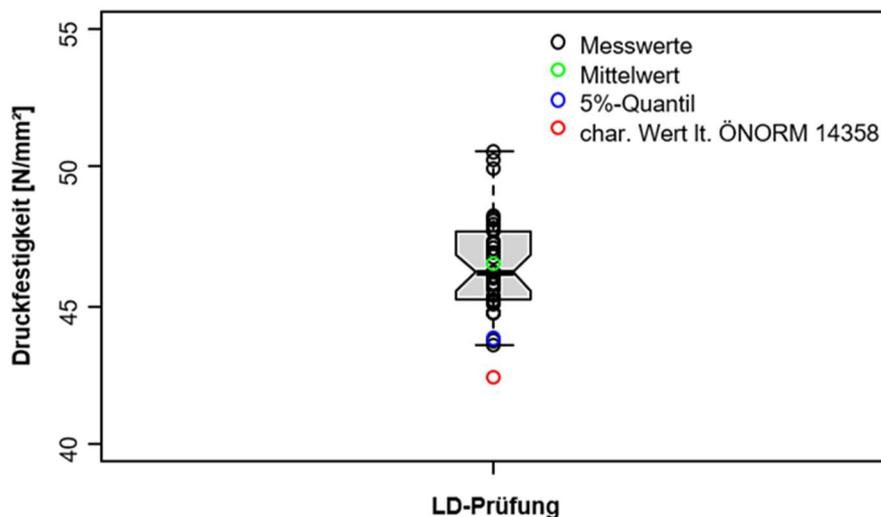


Abbildung 8-8: Boxplot-Diagramm für die Druckfestigkeit (alle Messdaten)

Für die Nachrechnung der Knickprüfung wurde für jeden Probekörper die mittlere Druckfestigkeit bestimmt. Die minimale Druckfestigkeit wurde bei dem Probekörper S09 mit 44,02 N/mm² und die maximale Druckfestigkeit bei dem Probekörper S03 mit 50,25 N/mm² ermittelt.

Tabelle 8: Druckfestigkeit aus Druckprüfungen und Mittelwerte je Stütze

	LD-Sxx-01 [N/mm ²]	LD-Sxx-02 [N/mm ²]	LD-Sxx-03 [N/mm ²]	$f_{c,mean}$ [N/mm ²]
S01	46,07	45,55	45,18	45,60
S02	47,74	47,67	48,08	47,83
S03	49,96	50,55	50,24	50,25
S04	48,15	47,09	47,03	47,42
S05	45,81	46,93	48,26	47,00
S06	46,19	45,79	46,18	46,05
S07	47,21	47,27	47,91	47,46
S08	45,76	45,97	46,20	45,98
S09	43,59	43,75	44,74	44,02
S10	45,22	44,77	44,73	44,91
S11	45,13			45,13
S12	45,37	45,01		45,19
S13	46,77			46,77

8-3.2 ELASTIZITÄTSMODUL

Der Elastizitätsmodul wurde gleich wie die Druckfestigkeit in Anlehnung an die Bestimmung des Druck-Elastizitätsmoduls in Faserrichtung lt. ÖNORM EN 408 [51] berechnet. Die Auswertung der Messdaten erfolgte durch eine Regressionsanalyse der Last-Verformungskurve im Bereich $0,1 F_{max}$ bis $0,4 F_{max}$. Der längste Abschnitt der Kurve wurde mit dem Korrelationskoeffizienten von 0,999 oder größer bestimmt.

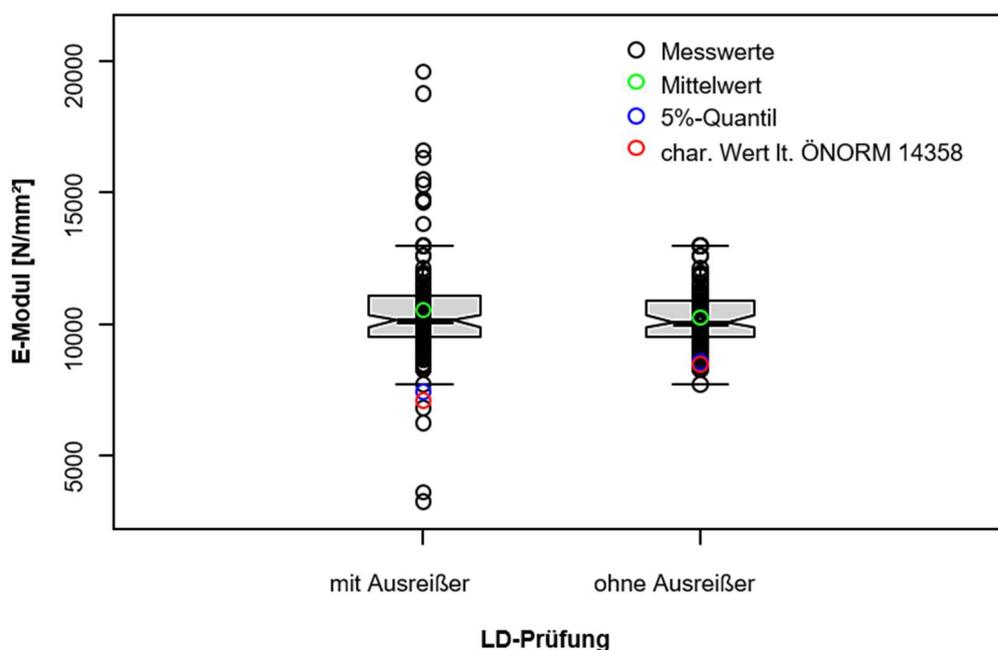


Abbildung 8-9: Boxplot-Diagramm für den E-Modul (alle Messdaten)

In Abbildung 8-9 wurde die statistische Auswertung des Elastizitätsmoduls in einem Boxplot dargestellt, wobei 14 Werte als Extremwerte (über oder unter dem Whisker mit $1,5 \times \text{IQR}$) auszuschließen sind. Bei genauer Betrachtung der Messdaten konnte festgestellt werden, dass 9 von 14 Extremwerten mit demselben Dehnungsmesser (DD1-4) gemessen wurden, was auf einen Messfehler schließen lässt. Die Extremwerte wurden als Ausreißer definiert und in der weiteren Auswertung nicht berücksichtigt. Die Probe LD-S10-01 blieb in der Auswertung des Elastizitätsmoduls unberücksichtigt, da drei von vier Messwerten als Extremwert definiert wurden. Für die Berechnung des 5%-Quantils des Elastizitätsmoduls lt. ÖNORM EN 14358 ist der Unterschied zwischen Berücksichtigung ($E_{c,0.05} = 7060 \text{ N/mm}^2$) und Ausschluss ($E_{c,0.05} = 8501 \text{ N/mm}^2$) der Ausreißer wesentlich.

Für die Nachrechnung der Knickprüfung wurde für jeden Probekörper der mittlere Elastizitätsmodul bestimmt. Der minimale Elastizitätsmodul wurde bei dem Probekörper S13 mit 8232 N/mm^2 und der maximale Elastizitätsmodul bei S03 mit 12078 N/mm^2 ermittelt.

Tabelle 9: Elastizitätsmodul aus Druckprüfungen und Mittelwerte je Stütze

	LD-SXX-01 [N/mm ²]	LD-SXX-02 [N/mm ²]	LD-SXX-03 [N/mm ²]	E_{c,mean} [N/mm ²]
S01	10511	9797	10282	10197
S02	10484	9795	11087	10456
S03	12133	12237	11864	12078
S04	10838	11969	10411	11073
S05	9453	10972	10527	10317
S06	10854	10075	10117	10349
S07	9355	8603	9519	9159
S08	10148	9704	9828	9893
S09	9960	9815	10048	9941
S10	-	9893	10167	10030
S11	9613			9613
S12	8613	9423		9018
S13	8232			8232

8-3.3 BRUCHBILD

In der Abbildung 8-10 sind zwei repräsentative Bruchbilder eines Prüfkörpers dargestellt. Bei den Druckprüfungen, trat ein lokales Stabilitätsversagen (Beulen) ein. Die auftretenden Schubspannungen infolge des Beulens führten zu einem Rollschubversagen in den Querlagen. Zudem kam es am Ausrundungsradius zum Beulen der innersten Lage. Das Versagen der Furnierlage am Innenradius kann auf die Fehlstellen (siehe Abbildung 8-6) infolge der Herstellung zurückgeführt werden.



Abbildung 8-10: Beulen in Schenkelmitte (links) und am Auflager (rechts)

8-3.4 ZUSAMMENFASSUNG DER ERMITTELTEN MATERIALKENNWERTE

Nachfolgend sind die statistischen Kennwerte für die Ergebnisse aus den Druckprüfungen in Stabrichtung angeführt. Die Rohdichte und die Holzfeuchte wurden mittels Darrprobe bestimmt. Für die Ermittlung der Rohdichte und der Holzfeuchte wurden insgesamt 103 Probekörper geprüft, der Probekörper S12-43-44-1 wies grobe Mängel auf (Versagen der Klebefuge) und wurde in der Auswertung nicht berücksichtigt. Die mittlere Rohdichte beträgt $806,2 \text{ kg/m}^3$. Die mittlere Holzfeuchte wurde zum Zeitpunkt der Prüfung mit $13,54 \%$ bestimmt. Für die Ermittlung der Druckfestigkeit wurden insgesamt 34 Probekörper untersucht. Die mittlere Druckfestigkeit beträgt $46,53 \text{ N/mm}^2$ bei einem Variationskoeffizienten von $3,64 \%$. Für die Bestimmung des Elastizitätsmoduls werden 136 Messungen durchgeführt. Es wurden 14 Werte als Ausreißer definiert und in der Auswertung nicht berücksichtigt. Der mittlere berechnete Elastizitätsmodul in Richtung der Stabachse beträgt 10248 N/mm^2 bei einem Variationskoeffizienten von $10,28 \%$.

Tabelle 10: statistische Kennwerte der Materialparameter

	ρ [kg/m ³]	u [%]	f_c [N/mm ²]	E_c [N/mm ²]
n	103	103	34	122
Min	763,0	13,1	43,59	7727
Max	864,7	14,3	50,55	12963
Mittelwert	806,2	13,5	46,53	10248
Median	801,7	13,5	46,19	10121
Standardabweichung	22,36	0,259	1,694	1053
Variationskoeff. [%]	2,77	1,91	3,64	10,28
5 %- Quantil			43,79	8612
charakteristischer Wert (lt. ÖNORM EN 14358)			42,39	8501

8-4 STABILITÄTSPRÜFUNG

Die Ergebnisse der Stabilitätsuntersuchungen werden im folgendem Abschnitt dargestellt. Im Zuge der Masterarbeit wurden exzentrische Knickprüfungen mit den zuvor aus im Formpressverfahren hergestellten Kreuzprofilstützen aus Buchensperrholz durchgeführt. Es wurden die horizontalen und vertikalen Verformungen dokumentiert und anhand dieser werden die Spannungen bei maximaler Last und bei maximal gemessener Verformung berechnet. Die Auswertungen und graphischen Darstellungen jedes einzelnen Prüfkörpers sind im Anhang zu finden.

8-4.1 KRAFT-VERFORMUNG

Von jedem Probekörper wurde in Y- und Z-Richtung jeweils an 5 Punkten (siehe Prüfkfiguration Kapitel 7-5) die horizontale Verformung gemessen. In der Abbildung 8-11 werden die korrigierten horizontalen Verformungen in Y-Richtung der fünf Wegaufnehmer WA3, WA5, WA7, WA9 und W11 (von oben nach unten) dargestellt. Der Probekörper wurde in Y-Richtung exzentrisch eingespannt, wodurch der Prüfkörper ausschließlich in diese Richtung auswich. Die maximale Verformung wurde bei dem Probekörper S10 mit 159,09 mm gemessen, bevor die Prüfung aufgrund der erreichten max. Auflagerverdrehung beendet werden musste. Die Probekörper S07, S09 und S10 wurden nicht bis zum Versagen geprüft. Die geringste Verformung in Y-Richtung bei Versagen des Probekörpers wurde bei der Stütze S13 mit 42,84 mm gemessen.

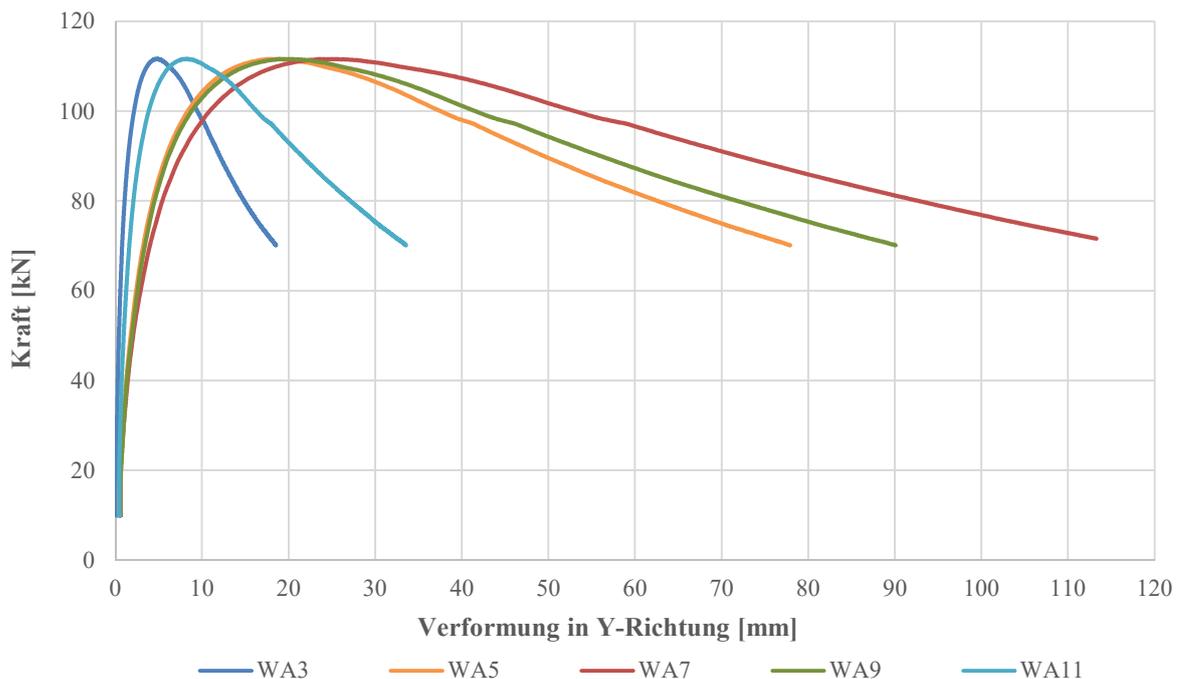


Abbildung 8-11: Kraft-Verformungs-Diagramm in Y-Richtung für den Probekörper S01

In der Abbildung 8-12 werden die korrigierten horizontalen Verformungen in Z-Richtung der fünf Wegaufnehmer WA4 bis WA12 (siehe Abbildung 7-16: Prüfkfiguration) dargestellt. Bei allen Probekörpern traten in Z-Richtung immer wieder plötzliche Verformungssprünge (siehe Abbildung 8-12: W10) auf. Da die gemessene Verformung nach dem Sprung wieder annähernd dem ursprünglichen Verlauf folgte, wurden diese Sprünge als Messfehler angesehen.

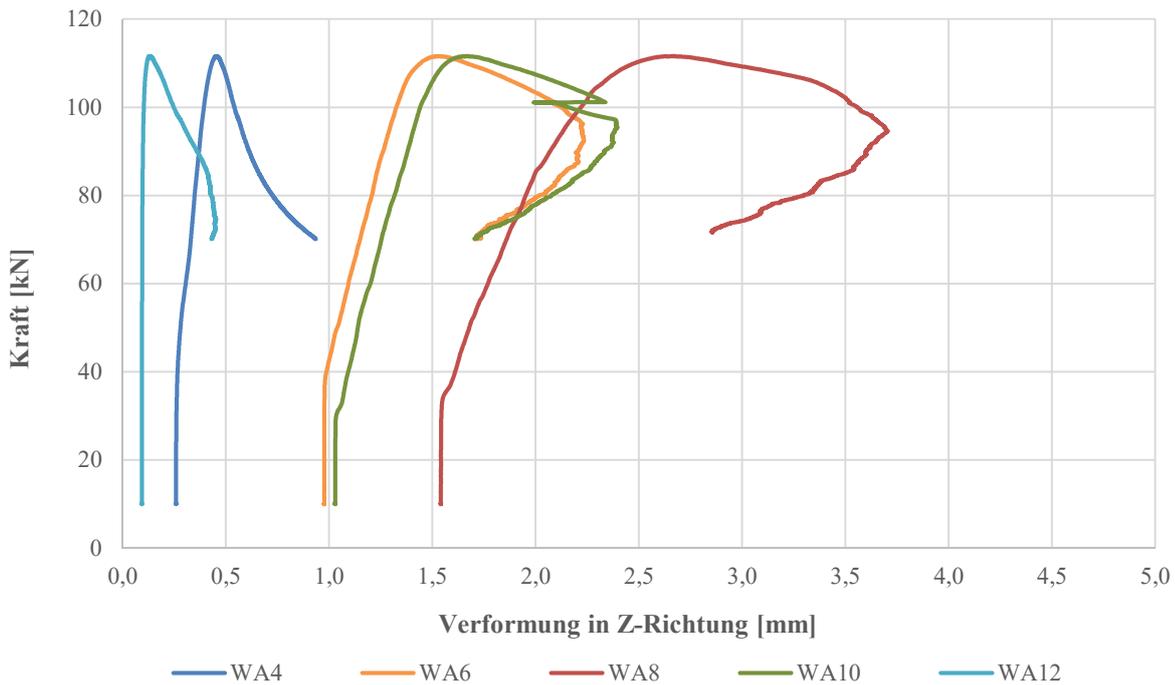


Abbildung 8-12: Kraft-Verformungs-Diagramm in Z-Richtung für den Probekörper S01

Über den Kolbenweg der Prüfanlage wurde die vertikale Verformung der Prüfkörper dokumentiert. Die maximale Last wurde bei einem Kolbenweg zwischen 5,96 (S09) und 6,48 mm (S13) erreicht (siehe Tabelle 11). Der maximale Kolbenweg wurde bei Probekörper S10 mit 30,01 mm gemessen, bevor der Versuch beendet werden musste (siehe Tabelle 12).

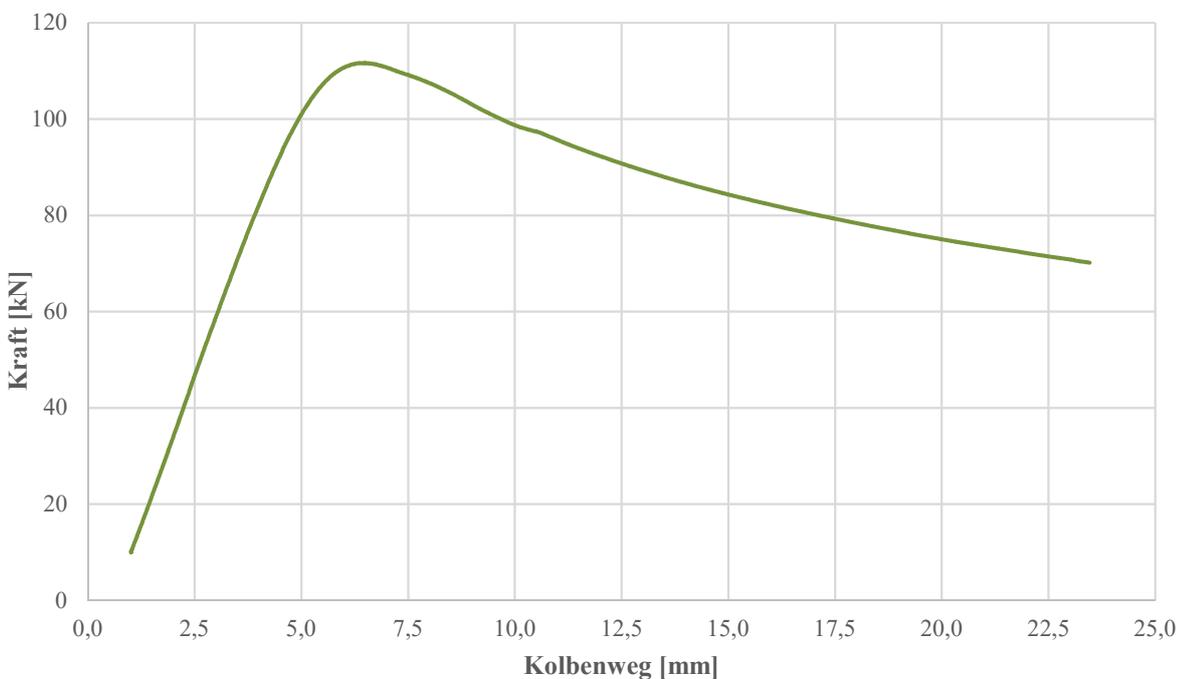


Abbildung 8-13: Kraft-Kolbenweg-Diagramm für den Probekörper S01

8-4.2 KNICKLAST

Im Folgendem wird die Berücksichtigung von diversen Faktoren in der Bemessung anhand der Fehlerabschätzung, welche für den Probekörpers S01 durchgeführt wurde, erklärt. Zu Beginn der Berechnung wurde die Knickspannung (Spannung bei maximaler Last) in Folge einachsiger Biegung in Y-Richtung berechnet. Der Fehler bei einachsiger Biegung ohne die Berücksichtigung der Biegung in die Z - Richtung betrug auf der Zugseite 31,57 % für den Probekörper S01. Infolgedessen wurde für die weitere Berechnung die Biegung in Z-Richtung berücksichtigt. Im nächsten Schritt wurde die Knickspannung für den imperfekten Querschnitt berechnet, wobei die reduzierte Querschnittsfläche aufgrund der verkürzten Schenkel sowie die dadurch entstehende Asymmetrie in die Berechnung miteinfließen. Der Fehler bei Vernachlässigung der imperfekten Geometrie und der dadurch abweichenden Schwerpunktsachse betrug für die Zugspannungen 6,4 %. Infolgedessen wurde die imperfekte Geometrie in den folgenden Berechnungen berücksichtigt. Der Wegaufnehmer W7 und W8 befand sich in der Mitte des Probekörpers, jedoch durch die unterschiedlichen Auflagerhöhen nicht in der Mitte der Knicklänge. Durch die Annäherung mittels sinusförmiger Biegelinie konnte die Verformung in Knicklängenmitte berechnet werden. Der Fehler der durch die Vernachlässigung der tatsächlichen Stabmitte gemacht wurde betrug für Knickspannung unter 0,5 % und wurde in der weiteren Berechnung vernachlässigt.

In der folgenden Tabelle 11 werden die Ergebnisse der Prüfung für die Knicklasten und Knickspannungen dargestellt. Es werden für jeden Prüfkörper die Prüflänge, die maximale Last, der Kolbenweg (u), die Verformung in Y-Richtung (v), die Verformung in Z-Richtung (w), und die Spannungen jeweils auf der Druck- und Zugseite angegeben. Die maximale Druckspannung, bevor der Prüfkörper ausweicht wurde für S13 mit - 55,08 N/mm² und die minimale Druckspannung für S07 mit - 45,49 N/mm² berechnet.

Tabelle 11: kritische Knicklast mit zugehörige Verformung und Spannungen

Nr.	Länge [mm]	N _{c,max} [kN]	u [mm]	v [mm]	w [mm]	σ _{yz,c} [N/mm ²]	σ _{yz,t} [N/mm ²]
S11	1000	177,39	6,86	10,30	0,52	-52,82	-9,15
S12	1000	192,60	7,08	8,63	0,04	-52,63	-14,57
S13	1000	188,55	7,47	9,28	1,43	-55,08	-10,00
S02	1600	157,10	6,63	13,79	1,15	-53,49	-0,87
S04	1600	158,64	6,46	12,69	0,67	-51,03	-3,66
S05	1600	157,09	6,75	15,02	0,50	-52,44	-0,40
S01	2100	111,62	6,36	24,12	2,86	-52,92	14,27
S03	2100	119,78	6,12	21,80	0,98	-52,51	10,31
S06	2100	110,02	6,15	24,40	0,27	-49,27	11,36
S07	2600	77,59	6,14	35,24	1,24	-45,49	18,61
S08	2600	79,95	5,99	36,16	0,07	-46,25	18,55
S09	2600	81,28	5,96	34,94	0,38	-47,43	18,83
S10	2600	75,17	6,25	38,04	0,55	-47,16	20,62

8-4.3 VERSAGEN DER PRÜFKÖRPER

In der folgenden Tabelle 12 werden die maximalen Verformungen und die zugehörigen Bruch- bzw. maximalen Spannungen dargestellt. Die Prüfkörper S01-S06, S08, S11-S13 wurden bis zum Versagen geprüft. Für die theoretische Bruchspannung wurde der imperfekte, also der tatsächliche Querschnitt herangezogen. Die maximalen Druck- bzw. Zugspannungen wurden für den Probekörper S03 mit - 113,72 N/mm² und + 89,69 N/mm² berechnet.

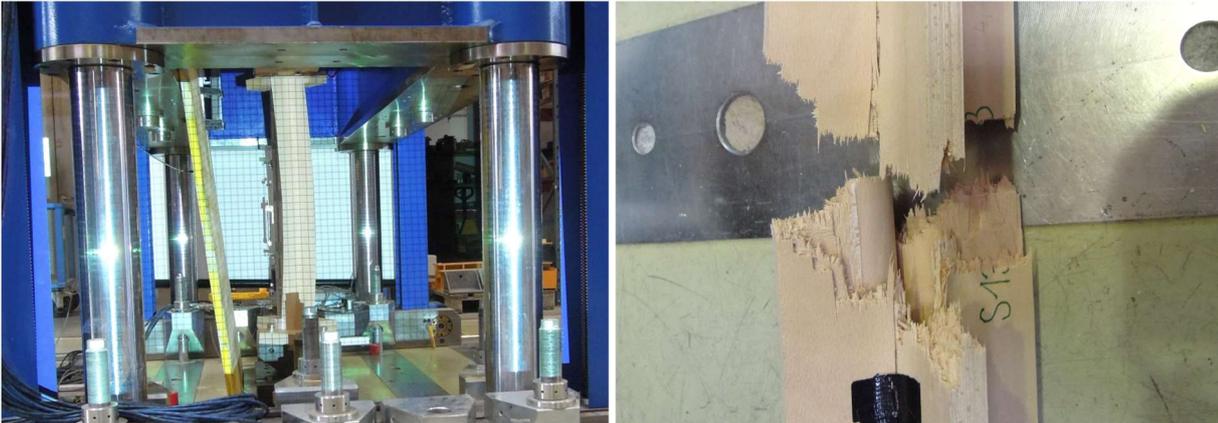


Abbildung 8-14: Bruchbild des Probekörpers S13

Das Versagen trat auf der Biegezugseite der Probekörper auf und keiner der Probekörper, bis auf Probekörper S13, wurde vollständig durchtrennt. Der Bruch trat bei allen Probekörpern schlagartig auf. Wie bereits erwähnt, wurden die Probekörper S11 bis S13 aus den Probekörper S07, S09, S10 möglichst am Stabanfang bzw. -ende herausgeschnitten. Die Prüfkörper S07, S09, S10 wurden im Zuge der Stabilitätsprüfung belastet und es wird angenommen, dass dadurch eine Schädigung in der Holzstruktur bzw. eine plastische Verformung entstand, welche in weiterer Folge einen Einfluss auf das Tragverhalten der Probekörper S11 bis S13 hatte. Aus diesem Grund ist die Bezeichnung „vorgeschädigt“ in der Tabelle 12 zu finden.



Abbildung 8-15: Bruchbild des Probekörpers S01

Tabelle 12: maximale Verformungen und die zugehörigen Bruch- bzw. max. Spannungen

Nr.	Länge [mm]	N_c [kN]	u_{max} [mm]	v_{max} [mm]	w [mm]	$\sigma_{yz,c}$ [N/mm²]	$\sigma_{yz,t}$ [N/mm²]	Anmerkung
S01	2100	70,16	23,46	117,30	3,10	-106,30	82,00	
S02	1600	95,09	20,25	88,90	1,82	-113,16	80,26	
S03	2100	68,21	26,81	128,80	0,70	-113,72	89,69	
S04	1600	98,17	17,75	80,49	1,06	-106,38	72,54	
S05	1600	102,28	16,67	75,99	1,38	-101,67	67,26	
S06	2100	65,60	24,12	121,18	-0,14	-100,00	77,39	
S07	2600	53,97	23,98	139,11	-1,02	-93,79	75,08	kein Bruch
S08	2600	51,69	28,55	155,25	-1,75	-97,71	79,80	
S09	2600	73,63	9,43	66,64	0,31	-69,83	43,92	kein Bruch
S10	2600	48,61	30,01	159,09	-1,35	-98,16	81,00	kein Bruch
S11	1000	134,80	13,93	45,00	0,47	-93,25	46,16	vorgeschädigt
S12	1000	143,15	14,03	43,77	0,71	-97,50	47,55	vorgeschädigt
S13	1000	140,16	13,49	42,84	1,97	-94,25	45,86	vorgeschädigt

KAPITEL 9: DISKUSSION DER ERGEBNISSE

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der im Rahmen der Masterarbeit durchgeführten Untersuchungen diskutiert. Es wird auf die Erkenntnisse aus der Dokumentation der Formhaltigkeit der Winkelprofile und den Imperfektionen der Prüfkörper eingegangen. Es werden die Ergebnisse aus einzelnen Prüfungen interpretiert und bewertet. Abschließend erfolgt der Vergleich zwischen der Berechnung lt. EC5 und den Prüfergebnissen der Stabilitätsuntersuchungen einer im Formpressverfahren hergestellten Kreuzprofilstütze aus Buchenfurnier.

9-1 FORMHALTIGKEIT DER WINKELPROFILE

Es kann Anhand der statistischen Auswertung (siehe Abbildung 8-1) und der dort deutlich ersichtlichen Überschneidung der Konfidenzintervalle (Notches) gezeigt werden, dass sich die gemessenen Winkel der Profile zum Zeitpunkt T1 über die gesamte Länge nicht signifikant unterscheiden. Anhand der Abbildung 8-2 ist deutlich ersichtlich, dass sich die Konfidenzintervalle der drei Messreihen auch zum Zeitpunkt T3 deutlich überschneiden und somit auch hier kein signifikanter Unterschied zwischen den gemessenen Winkeln am Stabanfang, -mitte und -ende festgestellt werden kann. Auf Basis der Werte in Tabelle 4 und Tabelle 5 für die Zeitpunkte T1 und T3 kann davon ausgegangen werden, dass Wickelverformungen, sofern vorhanden, gleichmäßig über die Länge auftreten. Wie in Abbildung 8-3 ersichtlich gibt es keine signifikanten Unterschiede zwischen den gemessenen Winkeln zum Zeitpunkt T1 und T2. Jedoch treten wesentliche Unterschiede zwischen den gemessenen Winkeln zum Zeitpunkt T1 und T3 bzw. T2 und T3 auf. Direkt nach dem Herausnehmen wird ein größerer Winkel gemessen als nach 48 Stunden.

Direkt nach dem Herausnehmen aus der Biegeform versuchen die Querlagen in ihre ursprüngliche Lage zurückzukehren, werden jedoch durch das Absperren der Furniere daran gehindert. Die Querlagen können durch die Holzstruktur Biegemomente während des Umformens aufnehmen. Die dadurch entstehenden inneren Spannungen bewirken eine Verformung, welche zum Zeitpunkt T1 gemessen wird. Mit dem Auftragen des Klebstoffes wird Feuchtigkeit miteingebracht, wodurch es zum Quellen und durch die Rücktrocknung des Klebstoffs zum Schwinden der Furniere kommt. Zum Zeitpunkt des Quellens hat der Klebstoff noch nicht abgebunden und Relativverschiebungen zwischen den einzelnen Furnieren sind noch möglich. Beim Rücktrocknen bindet der Klebstoff ab und es kommt zum sogenannten „Absperren“ der Furniere. Infolge dessen wird das Schwinden der einzelnen Furniere behindert und es treten inneren Spannungen auf. Diese inneren Spannungen bewirkten einen sogenannten „Spring forward“, infolgedessen wurde zum Zeitpunkt T3 ein kleinerer Winkel als zum Zeitpunkt T1 gemessen. Ein ähnliches Verhalten konnte bei den Untersuchungen von Srinivasan [22] (siehe Kapitel 4-5) beobachtet werden. Anhand von lediglich drei Messungen kann keine Aussage über den genauen zeitlichen Verlauf der Verformung getroffen werden. Desweiteren kann der Einfluss der höheren Holzfeuchte der Furnierlage am Innenradius, welche vor der Verklebung für 24 Stunden bei 20°C und 80 % Luftfeuchte gelagert wurde, nicht beurteilt werden.

9-2 IMPERFEKTION DER PROBEKÖRPER

Aufgrund der immer wieder auftretenden Fehlstellen am Innenradius (siehe Abbildung 8-6) wird festgestellt, dass der Innenausrundungsradius mit 19 mm zu gering gewählt wurde und der Pressdruck am Ausrundungsradius zu gering war. Für die Herstellung von zukünftigen Formpressprofilen wird ein größerer Innenausrundungsradius empfohlen.

Die Holzfeuchte der einzelnen Furniere (9-10 %) wurde zu Beginn der Herstellung der Winkelprofile bestimmt. Im Zuge der Stabilitätsuntersuchungen wurde mittels Darrprobe die Feuchtigkeit der Probekörper bestimmt. Die mittlere Feuchtigkeit aller Probekörper war relativ hoch (im Mittel 13,5 %), wobei diese in der Klimakammer bei 20°C und 65 % relative Luftfeuchte gelagert wurden. Ein möglicher Einfluss dieser Feuchteänderung auf die Formstabilität ist nicht auszuschließen, wurde jedoch im Rahmen der Arbeit nicht näher untersucht bzw. in Bezug auf das Kreuzprofil als gering erachtet.

Anhand der Auswertung der 2D-Falschfarbendarstellung (siehe Abbildung 9-1) ist deutlich ersichtlich, dass die Schenkellängen in Stabmitte größere Abweichungen aufwiesen als an den Stabenden. Diese Unterschiede sind auf den Längsschnitt der Schenkel der Probekörper zurückzuführen, für welchen die Stütze nur am Stabanfang und –ende auf einer Lehre befestigt wurde.

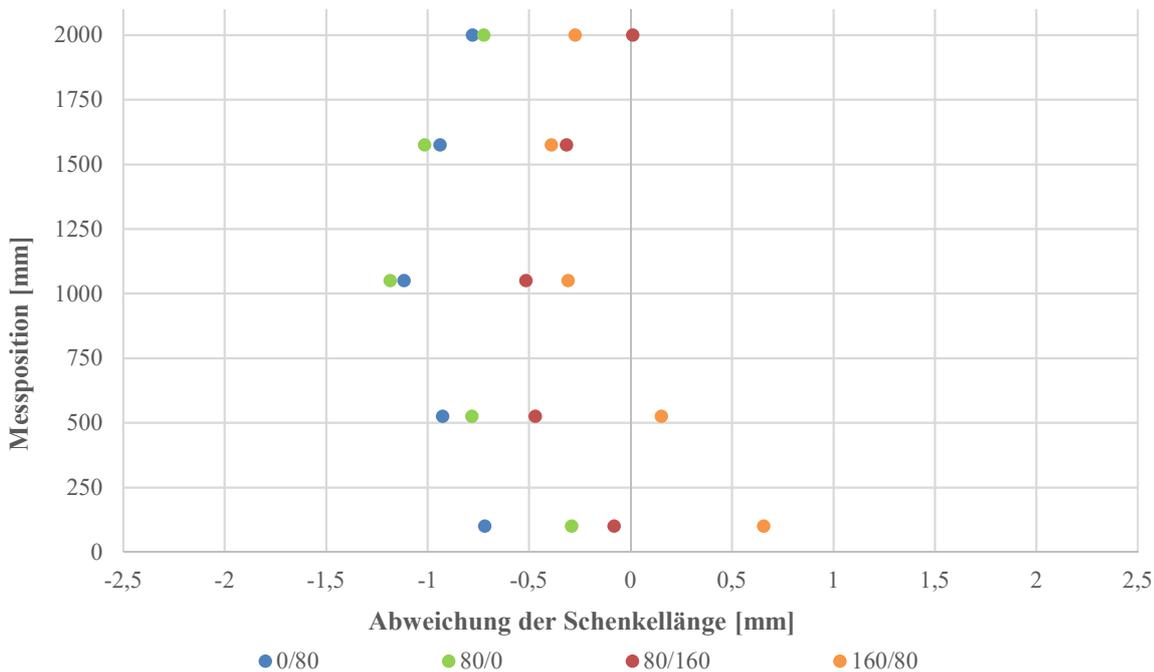


Abbildung 9-1: Abweichung der Schenkellänge des Probekörper S01

Das Programm *Geomagic Control* [52] überlagert die imperfekten Geometrie mit der Sollgeometrie, dabei wird der imperfekte 3D-Körper möglichst genau („best fit“) in die Sollgeometrie eingepasst. Die gemessenen Abweichungen der Schenkellängen resultiert einerseits aufgrund der imperfekten Geometrie (Schenkellänge, asymmetrische Verklebung der Winkel, etc.) aber auch aufgrund der imperfekten Stabachse (Krümmung, Verdrehung, Schiefstellung). Die Imperfektion der Schenkellänge kann somit auf zwei Arten interpretiert und in der Berechnung berücksichtigt werden. Bei der ersten Variante geht die Berücksichtigung des imperfekten Querschnitts und die daraus resultierende Schwerpunktabweichung als zusätzliche Exzentrizität in die Berechnung ein. Dabei werden die absoluten Schwerpunktabweichungen (siehe „abs. Abweichungen“ in Abbildung 9-2) von der Sollgeometrie berücksichtigt, jedoch eine mögliche Abweichung der Stabachse vernachlässigt. Die zweite Variante berücksichtigt die Abweichungen der Stabachse, vernachlässigt jedoch die Imperfektionen des Querschnitts. Es werden der Anfangs- und Endquerschnitt als Referenzpunkte gewählt (siehe „Gerade“ in Abbildung 9-2) und die bezogene Stabachsenabweichung der restlichen drei Messpunkte berechnet (siehe „bezogene Abweichung“ in Abbildung 9-2).

Die Abweichung der Schwerpunkte der verschiedenen Probekörper von der ideellen Stabachse (siehe Abbildung 9-2) streuen willkürlich und es kann kein signifikanter Unterschied zwischen den Probekörper S01 bis S10 den Probekörpern S11 bis S13 festgestellt werden. Somit kann anhand dieser Auswertung kein Einfluss auf die Schwerpunktabweichung infolge der Vorschädigung der Probekörper S11 bis S13 erfasst

werden. Aufgrund der geringen Messgröße wurde zudem von einer Betrachtung einer möglichen Achsabweichung bei ideellem Querschnitt abgesehen (Variante 2).

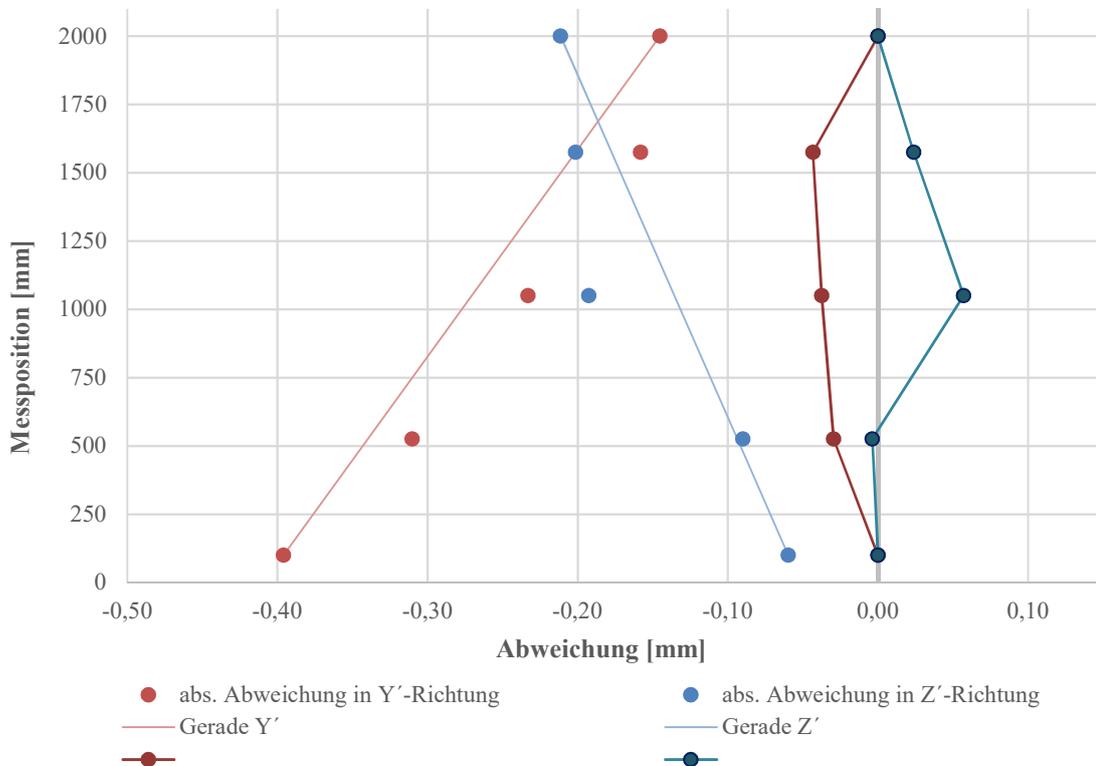


Abbildung 9-2: Abweichung des Schwerpunktes in Y'- und Z'-Richtung des Probekörpers S01

Anhand der 3D-Falschfarbendarstellung konnten Imperfektionen der Prüfkörper erkannt und interpretiert werden. Wie in Abbildung 9-3 ersichtlich schwankte die Profildicke über die Länge des Prüfkörpers S02. Bei den Furnieren handelte es sich um Messerfurniere, welche sowohl untereinander als auch über die Furnierlänge in ihrer Dicke schwankten.

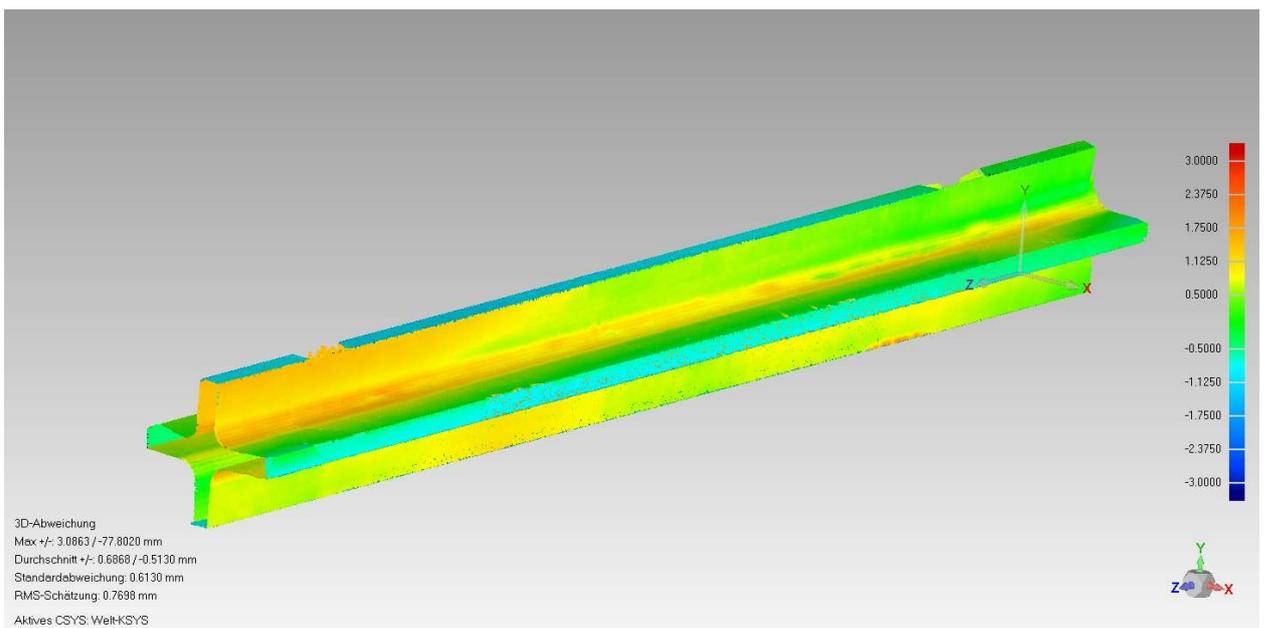


Abbildung 9-3: 3D-Falschfarbendarstellung des Prüfkörpers S02

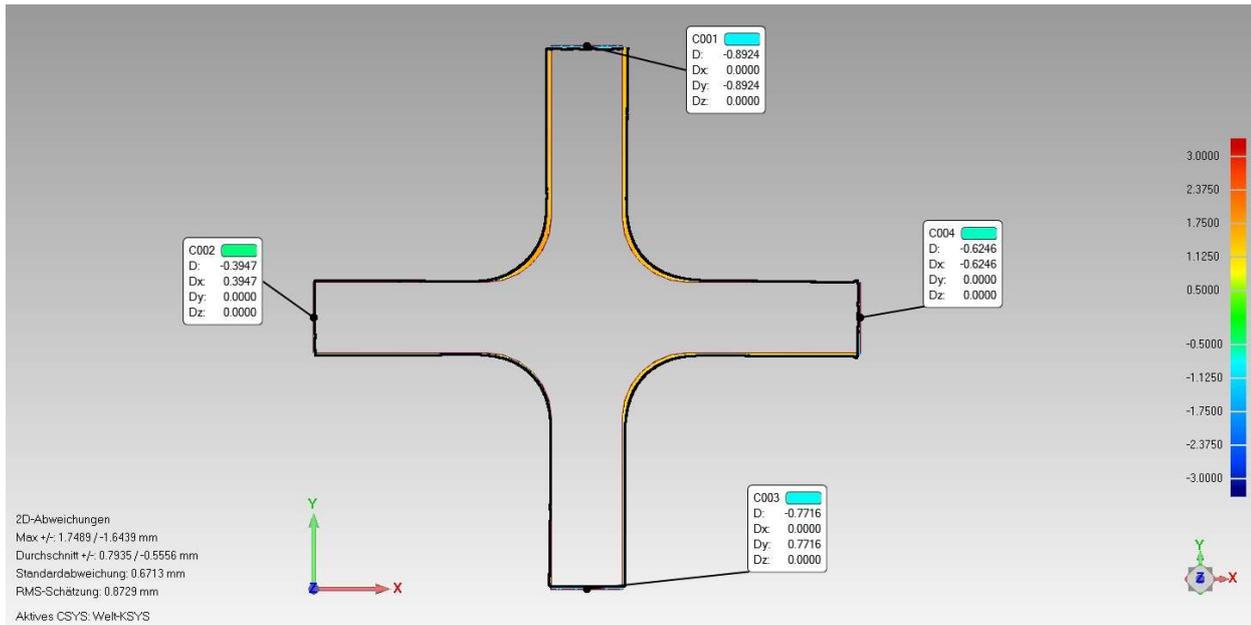


Abbildung 9-4: 2D-Falschfarbendarstellung des Prüfkörpers S02 (Stabende)

Die Probekörper S11, S12, S13 wurden aus den Probekörpern S07, S09, S10 herausgeschnitten und wiesen tendenziell größere Abweichungen von der Sollgeometrie auf als die restlichen Prüfkörper (siehe Abbildung 9-5). In der Abbildung 9-6 sind die Abweichungen des Querschnitts des Prüfkörpers S12 am Stabende dargestellt. Es wird angenommen, dass die größeren Abweichungen am Stabende durch Vorschädigungen und -verformungen aus der ersten Stabilitätsuntersuchung resultieren.

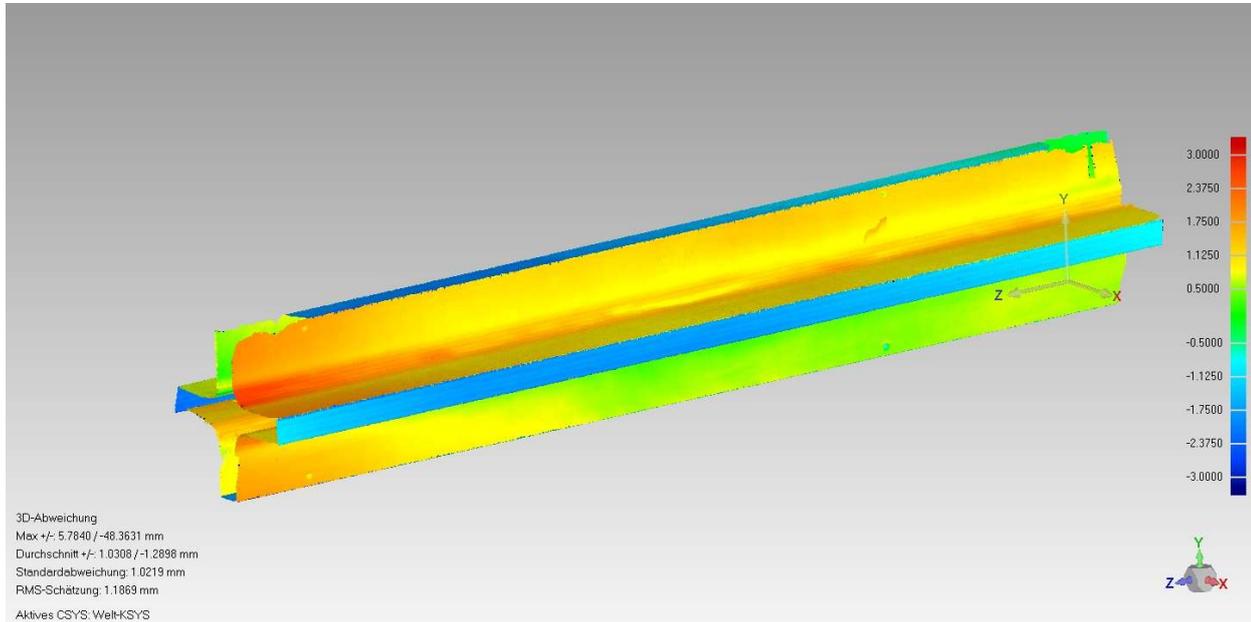


Abbildung 9-5: 3D-Falschfarbendarstellung des Prüfkörpers S12

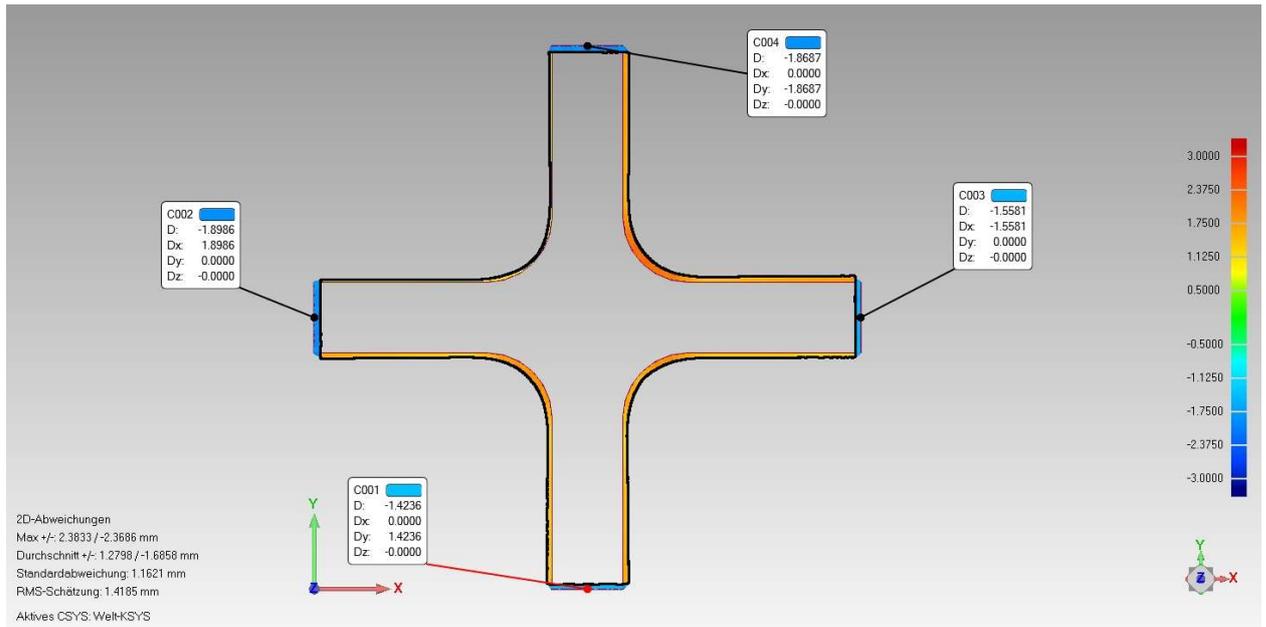


Abbildung 9-6: 2D-Falschfarbendarstellung des Prüfkörpers S12 (Stabende)

Insgesamt erwiesen sich die Abweichungen von der ideellen Geometrie als verhältnismäßig gering, was für eine hohe Formhaltigkeit des gefertigten Kreuzprofils spricht. Abweichungen waren, wie bereits aufgeführt, mehr durch die ungleichmäßige Furnierdicken und den eingeschränkten Möglichkeiten des Zuschnitts verursacht als durch Schwankungen der Holzfeuchte oder Materialeigenschaften bedingt.

9-3 DRUCKPRÜFUNGEN

Zu Beginn der Arbeit wurden für die Prüfplanung die Druckfestigkeit und der Elastizitätsmodul in Faserrichtung aus Druckprüfungen, welche am Institut für Holzbau und Holztechnologie [50] durchgeführt wurden, verwendet. Im Zuge der Masterarbeit wurde die Druckfestigkeit und der Elastizitätsmodul für den geprüften Schichtaufbau eigens bestimmt, um für die Evaluierung der Stabilitätsprüfungen auf genaue Werte zurückgreifen zu können.

Die Auswertung der Ergebnisse bringt im Vergleich zu den Materialparametern für Furnierschichtholz in Faserrichtung aus dem Forschungsbericht PB15-470-1-02 [50] niedrigere Werte, da durch den Einfluss der Querlagen die Druckfestigkeit und der Elastizitätsmodul reduziert wird (siehe Tabelle 13).

Tabelle 13: Vergleich der Druckfestigkeiten

	f_c [N/mm ²]	E_c [N/mm ²]
PB15-470-1-02	51,18	11846
eigene D	46,53	10248

Für das verwendete Buchensperrholz ist eine geringe Streuung der Messwerte, wie sie bei der Auswertung der Druckfestigkeit festgestellt wurde (siehe Kapitel 8-3.1), durchaus realistisch. Die materiellen Imperfektionen konnten durch die Verwendung von dünnen Furnieren minimiert und größtenteils sogar vermieden werden, beispielsweise durch das Aussortieren der Furniere mit Rissen oder Ästen.

9-4 STABILITÄTSPRÜFUNG

Wie in dem Kraft-Verformungsdiagramm in Abbildung 8-11 ersichtlich ist, schwankten die Verformungen zwischen den Wegaufnehmern WA3 und WA11 bzw. WA5 und WA9. Ein möglicher Einflussfaktor auf die Schwankung der Verformung ist, dass die Wegaufnehmer anhand der Prüfkörperlänge und nicht anhand der Knicklänge positioniert wurden.

Die berechneten Spannungen (im Mittel $50,66 \text{ N/mm}^2$) bei maximaler Normalkraft (siehe Tabelle 11) weisen eine gute Übereinstimmung mit der aus den LD-Prüfungen ermittelten Druckfestigkeiten (im Mittel $46,53 \text{ N/mm}^2$) auf. Zudem hatten die Stützen eine sehr große Verformung kurz vor dem Bruch (max. $159,09 \text{ mm}$, siehe Abbildung 9-7), jedoch wurde der Versuch weggesteuert durchgeführt und es kam zu einem kontinuierlichen Lastabfall. In der Realität stellt sich dieser weggesteuerte Lastabfall nicht ein und es kommt schneller zum Versagen der Stütze.



Abbildung 9-7: Verformungen kurz vorm Versagen der Stütze

Bei der Stütze S06 wurde die im Vorhinein definierte maximale Last der Prüfanlage zu gering gewählt und es kam zum vorzeitigen Abbruch und somit zum Abfall der Kraft durch Relaxieren des Kreuzprofils (siehe Abbildung 9-8). Der Probekörper wurde relativ zeitnah wieder belastet und der Versuch wie gewohnt beendet. Ob dieser Abfall der Last einen Einfluss auf die Messung hatte bzw. wie groß dieser Einfluss war kann aufgrund der geringen Prüfkörperanzahl je Prüflänge nicht beurteilt werden.

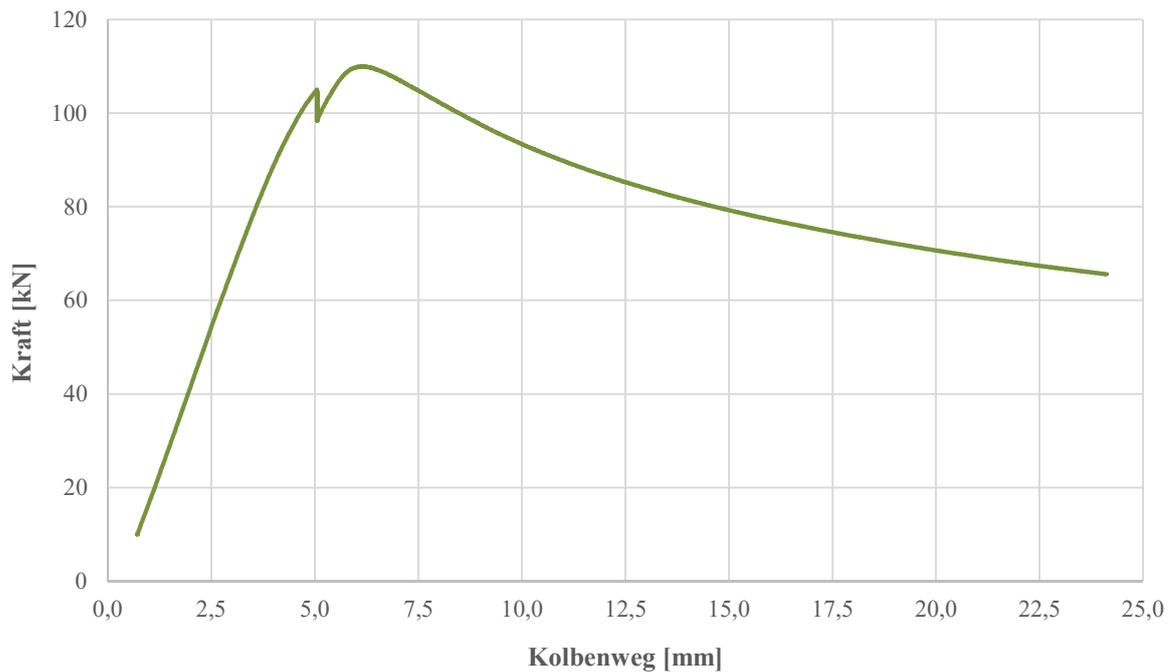


Abbildung 9-8: Kraft-Kolbenweg-Diagramm des Prüfkörpers S06

Die berechneten Bruchspannungen beziehen sich auf den unverformten Querschnitt. Wie in Abbildung 9-9 ersichtlich verformte sich der Querschnitt in Stabmitte deutlich. Die Schenkel wichen in Richtung der Z-Achse aus, wodurch sich die Biegetragfähigkeit des Querschnitts in Y-Richtung verringerte. Es fand eine Umlagerung auf den benachbarten Bereich statt, womit sich auch nicht die in der Tabelle 12 angeführten Bruchspannungen bzw. maximal gemessenen Spannungen einstellen konnten. Auf der Druckseite wurde das Winkelprofil so verformt, dass es wieder annähernd eben war (siehe Abbildung 9-9). Wie an dem Beispiel der Stütze S06 ersichtlich, können auch Relaxionseffekte während der Prüfung nicht ausgeschlossen werden. Diese können auch zum Teil durch nicht ersichtliche lokale Schädigungen entlang der Schenkelachse hervorgerufen worden sein.



Abbildung 9-9: Ausweichen des Querschnitts des Prüfkörpers S05

9-5 VERGLEICH DER PRÜFERGEBNISSE MIT DEM BERECHNUNGSMODELL

Um eine Aussage treffen zu können, inwiefern bestehende Berechnungsverfahren zur Stabilitätsuntersuchung für im Formpressverfahren hergestellte Kreuzprofilstützen aus Buchensperrholz zutreffen, wurde in der Abbildung 9-10 der Vergleich zwischen der Berechnung nach dem Ersatzstabverfahren lt. EC 5 [1] und den Ergebnissen aus den Stabilitätsprüfungen dargestellt. Für die Berechnung nach EC 5 wurde wie empfohlen der Imperfektionsbeiwert $\beta_c = 0,1$ und die Grenzschlankheit $\lambda_{rel,0} = 0,3$ verwendet. Es wurde die Knicklinie sowohl für die Mittelwerte sowie für die charakteristischen Werte lt. ÖNORM 14358 [53] berechnet. Die Prüfergebnisse beziehen sich auf die Mittelwerte der Druckfestigkeit und des Elastizitätsmoduls. Die Ergebnisse aus den Prüfungen werden nicht auf das 5 %-Quantil der Materialparameter bezogen angegeben, da je Prüfkörper nur max. drei Längsdruckprüfungen durchgeführt wurden. Bei den Stützen S11 und S13 wurde aufgrund der geringen Prüflänge nur eine Längsdruckprüfung durchgeführt. Die geringe Prüfkörperanzahl würde zu sehr konservativen Ergebnissen führen, was wiederum für den angestrebten Vergleich nicht zielführend ist.

Wie die Knicklinie in Abhängigkeit der Schlankheit in Abbildung 9-10 zeigt, führt die aktuelle Berechnung nach EC 5 zu einer Überschätzung der Tragfähigkeit der geprüften Stützen. Die mittlere Abweichung der Tragfähigkeit je Prüfserie beträgt 25,33 % für $\lambda = 28,3$, 17,2 % für $\lambda = 45,3$; 9,51 % für $\lambda = 59,4$ und 0,1 % für $\lambda = 73,6$. Wie die Ergebnisse deutlich zeigen, kommt es bei den Prüfergebnissen der Prüfserien mit geringer Schlankheit zu größeren Überschätzungen.

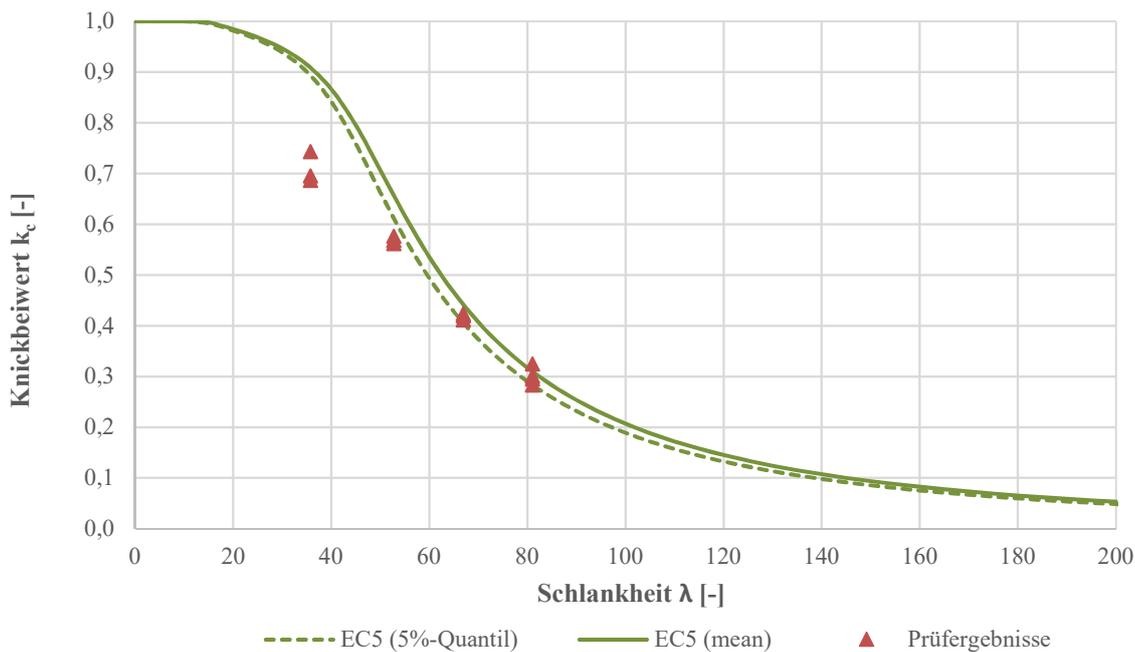


Abbildung 9-10: Vergleich der Prüfergebnisse mit der Berechnung lt. EC5 (Schlankheit)

Es werden mehrere Ursachen für die Abweichung der Ergebnisse der Stabilitätsprüfungen von der Bemessung lt. EC 5 festgestellt. Zum Ersten wies die gewählte Geometrie definitiv größere geometrische Imperfektionen auf, als vergleichsweise eine rechteckige Stütze. Diese zusätzlichen geometrischen Imperfektionen, wie beispielsweise die Abweichung der Schenkellänge und des Ausrundungsradius, müssen auch in der Bemessung berücksichtigt werden. Die Norm geht bei der Berechnung davon aus, dass die geometrischen Imperfektionen mit der Länge zunehmen, jedoch sind die geometrischen Imperfektionen aus der Herstellung (Abweichung der Querschnittsfläche und des Schwerpunkts) unabhängig von der Länge der Prüfkörper. Der Einfluss dieser absoluten und nicht auf die Länge bezogenen geometrischen

Imperfektion auf die Tragfähigkeit ist für die kürzeren Stützen wesentlich größer als für die längeren Stützen. Dies erklärt, warum die Abweichung der Prüfergebnisse von der Norm mit sinkender Prüflänge zunimmt.

Die Auflagerplatten wurden per Hand auf die jeweilige Exzentrizität eingemessen, dabei entstehen unweigerlich Ungenauigkeiten. Diese Einbauungenauigkeit führt ebenfalls zu zunehmenden Abweichungen der Prüfergebnisse von der Bemessungsnorm mit abnehmender Schlankheit, da bei gleicher Genauigkeit der planmäßigen Exzentrizität der Einfluss von Ungenauigkeiten auf die Tragfähigkeit der kurzen Prüfkörper größer ist.

Ein weiterer wichtiger Aspekt bei der Stabilitätsuntersuchung ist der Einfluss des Materialverhaltens von Laubholz. Wie bereits Ehrhart [46] (siehe Kapitel 6-2.2) feststellte, kommt es durch die Verwendung von Buche (allgemein Laubholz) zu einer Überschätzung der Tragfähigkeit. Das Verhältnis von Druckfestigkeit zu Elastizitätsmodul ist im Vergleich zu Nadelholz deutlich höher. Um druckbeanspruchte Bauteile aus Laubholz auf deren Stabilität zuverlässig bemessen zu können, sind genaue experimentelle Untersuchungen und numerische Berechnungen, wie sie auch für Nadelholz durchgeführt wurden, erforderlich.

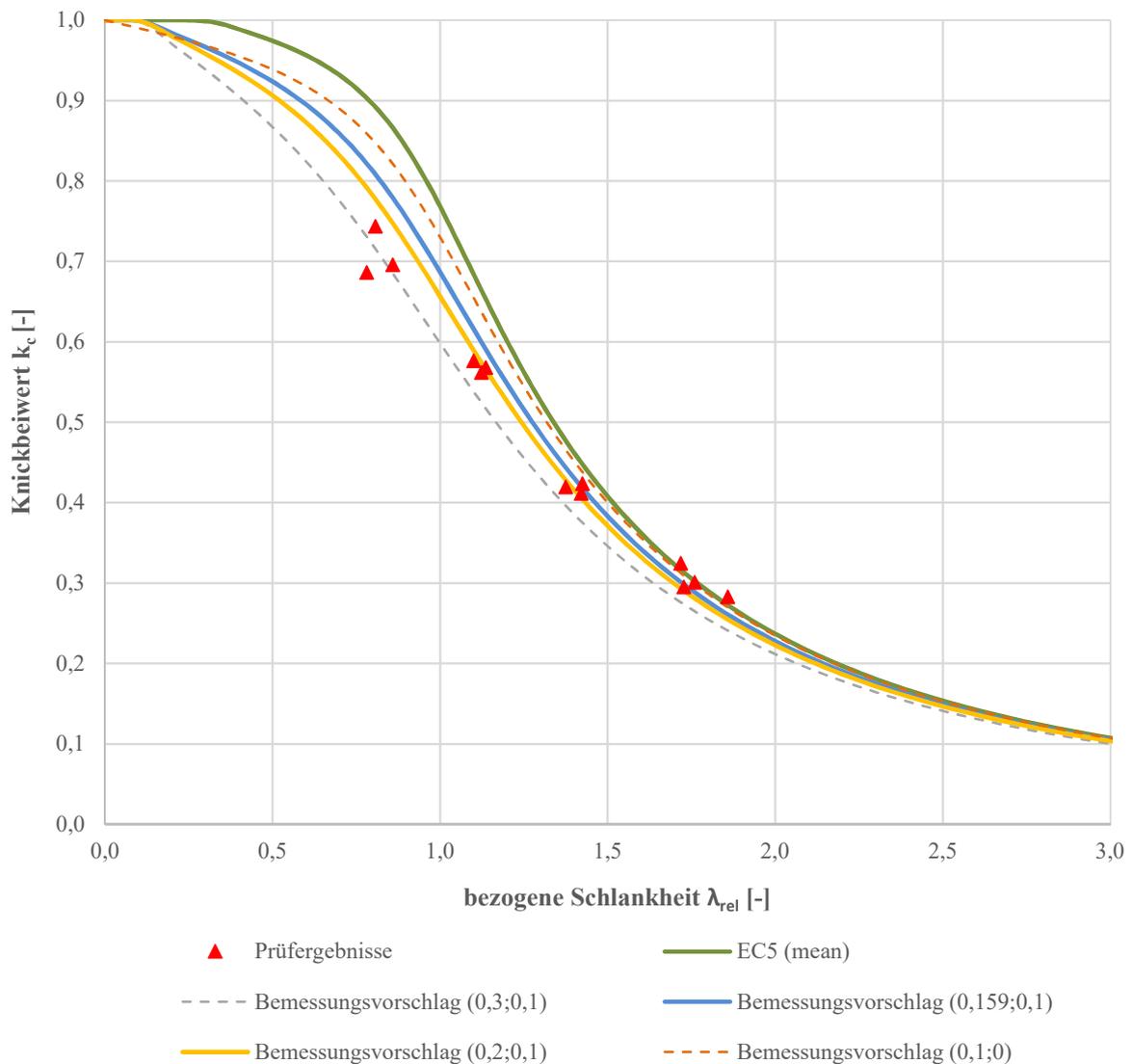


Abbildung 9-11: Vergleich der Prüfergebnisse mit der Berechnung lt. EC5 (bezogene Schlankheit)

Die Prüfkörper S11-S13 mit einer bezogenen Schlankheit von ca. 0,8 (siehe Abbildung 9-11) wiesen durch das Herausschneiden aus den Prüfkörpern S07, S09 und S10 größere Imperfektionen auf als die restlichen Prüfkörper. Die größeren geometrischen Imperfektionen resultierten sowohl aus deutlich erkennbaren Stabvorkrümmung und der Schädigung der Holzstruktur infolge der ersten Stabilitätsprüfung. Es wird angenommen, dass infolge dieser größeren Imperfektionen die Tragfähigkeit dieser Prüfkörper verringert wurde und eine größere Streuung der Materialparameter auftritt.

In der Abbildung 9-11 sind die Prüfergebnisse in Abhängigkeit der bezogenen Schlankheit dargestellt und die Streuung der Materialparameter ist deutlich zu erkennen. Abschließend wurde, um zu zeigen wie die Parameter der Berechnung lt. EC 5 angepasst werden müssten, um annähernd den Ergebnissen der Stabilitätsprüfungen zu entsprechen, mehrere Bemessungsvorschläge in der Abbildung 9-11 dargestellt. Für jeden Bemessungsvorschlag werden die Werte des Imperfektionsbeiwerts und der Grenzschlankheit in der Klammer angegeben.

Der Imperfektionsbeiwert ist wie folgt definiert (siehe Herleitung Imperfektionsbeiwert Kapitel 6-3.2):

$$\beta_c = \frac{\sqrt{3}}{X} \cdot \pi \cdot \sqrt{\frac{E_{0.05}}{f_{c.0.k}}} \quad (9.1)$$

Wie bereits erwähnt wird die Imperfektionsamplitude δ_0 für Brettschichtholz und Furnierschichtholz mit L/500 und für Vollholz mit L/300 im EC 5 festgelegt. Die Norm trifft dabei die Annahme, dass die geometrische Imperfektion abhängig von der Bauteillänge ist.

$$\delta_0 = \frac{(L - L_0)}{X} \quad (9.2)$$

Die Querschnittsgeometrie geht ebenfalls in die Berechnung des Imperfektionsbeiwerts mit ein, wobei lt. EC 5 ein Rechteckquerschnitt angenommen wird.

$$\frac{e}{i} = \frac{h}{2} \cdot \sqrt{\frac{A}{I}} = \frac{h}{2} \cdot \sqrt{\frac{bh \cdot 12}{bh^3}} = \sqrt{3} \quad (9.3)$$

Rechteckquerschnitt : $e/i = 1,7321$

Kreuzprofil: $e/i = 1,6012$

Der bezogene Schlankheitsparameter λ_{rel} macht es möglich die Knickspannungskurven unterschiedlicher Materialien in einem Diagramm in vergleichbarer Form darzustellen. Die berechneten Imperfektionsbeiwerte wurden für Nadelholz berechnet, wobei das Verhältnis von Druckfestigkeit zu E - Modul lt. Ehrhart [46] zwischen 1/420 und 1/370 liegt. Im Vergleich dazu beträgt dieses Verhältnis bei Buche lt. Ehrhart bei 1/250, dies entspricht in etwa dem 1,5 - fachen Wert. Durch das Einführen des bezogenen Schlankheitsparameters geht das Verhältnis von E-Modul zu Druckfestigkeit in die Berechnung des Imperfektionsbeiwerts mit ein.

$$\lambda_{rel} = \frac{\lambda}{\pi} \cdot \sqrt{\frac{f_{c.0}}{E_{c.0}}} \rightarrow \lambda = \lambda_{rel} \cdot \pi \cdot \sqrt{\frac{E_{c.0}}{f_{c.0}}} \quad (9.4)$$

Somit ergibt sich für die Kreuzprofilstütze mit einer Imperfektionsamplitude von L/500 nach Elastizitätstheorie II. Ordnung ein Imperfektionsbeiwert von:

$$\beta_c = \frac{1,6012}{500} \cdot \pi \cdot \sqrt{250} = 0,159 \quad (9.5)$$

Der Imperfektionsbeiwert für GL24h [49] beträgt lt. Elastizitätstheorie II. Ordnung $\beta_c = 0,218$.

Der Bemessungsvorschlag mit $\beta_c = 0,1$ und $\lambda_{rel,0} = 0,0$ (siehe Abbildung 9-11) liefert ähnliche Abweichungen wie die Bemessung lt. EC 5, wobei die Knicklinie nur bei den schlanksten Stützen mit den Prüfergebnissen in etwa übereinstimmt. Die Knicklinie mit $\beta_c = 0,3$ und $\lambda_{rel,0} = 0,1$ (siehe Abbildung 9-11) weist eine sehr gute Übereinstimmung mit den Prüfergebnissen der kürzesten Prüfkörper auf, jedoch kommt es bei den schlankeren Stützen zu deutlichen Abweichungen. Der Bemessungsvorschlag mit $\beta_c = 0,3$ entspricht einer Imperfektionsamplitude von etwa L/265.

Der Bemessungsvorschlag mit $\beta_c = 0,159$ und $\lambda_{rel,0} = 0,1$ (siehe Abbildung 9-11) führt vor allem bei den kurzen Prüfkörpern zu erheblichen Abweichungen. Der Imperfektionsbeiwert wird aufgrund dessen weiter optimiert und es wird abschließend der Bemessungsvorschlag mit einem Imperfektionsbeiwert $\beta_c = 0,2$ und einer Grenzschlankheit von $\lambda_{rel,0} = 0,1$ vorgeschlagen. Diese Knicklinie weist die beste Anpassung an die Prüfergebnisse auf, wobei es auch bei diesem Bemessungsvorschlag zu Abweichungen der Prüfergebnisse der kürzesten Stützen kommt. Der Bemessungsvorschlag mit $\beta_c = 0,2$ entspricht einer Imperfektionsamplitude von etwa $L/400$. Wie bereits erwähnt geht die Norm bei der Berechnung davon aus, dass die geometrische Imperfektion mit der Länge zunimmt, jedoch sind die geometrischen Imperfektionen aus der Herstellung unabhängig von der Länge der Prüfkörper.

Es handelte sich bei der gewählten Geometrie um einen drillgefährdeten Querschnitt, jedoch wurde im Zuge der Masterarbeit nur der Stabilitätsversagen infolge Biegeknicken untersucht und nicht weiter auf ein mögliches Biegedrillknicken eingegangen. Eine Grenzschlankheit von 0,1 bedeutet, dass auch bei sehr kurzen Probekörpern ein Stabilitätsversagen eintritt. Dies wiederum bestätigt den Verdacht, dass ein Einfluss durch Verdrillen des Querschnitts besteht. Der Drillwiderstand eines wölbfreien Querschnitts, wie beispielsweise ein Kreuzprofil, ist nicht von der Länge des Prüfkörpers abhängig, sondern lediglich vom Torsionswiderstand des Profils (siehe Kapitel 6-4). Es ist möglich, dass das Profil bereits auf Torsion versagt, bevor die Druckfestigkeit erreicht wird. Im Zuge dieser Masterarbeit wurden in diese Richtung keine weiteren Prüfungen getätigt.

KAPITEL 10: ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK

Die vorliegende Arbeit soll das Potenzial von im Formpressverfahren hergestellten Winkelprofilen aufzeigen. Im Stahlbau findet das Winkelprofil aufgrund des hohen Trägheitsmoments bei geringer Querschnittsfläche häufig Anwendung. Darauf aufbauend wurden im Zuge der Masterarbeit im Formpressverfahren hergestellte Winkelprofile aus Buchensperrholz auf deren Formhaltigkeit hin untersucht, um diese in Bezug auf mögliche Anwendungsmöglichkeiten in Zukunft besser abschätzen zu können. Das Winkelprofil ist vielseitig einsetzbar und sehr formstabil, wie die Untersuchung der Formhaltigkeit der Masterarbeit zeigten. Das Winkelprofil kann auch als Grundelement dienen, um andere Geometrien herzustellen, wie beispielsweise ein Kreuzprofil.

Aktuelle Forschungen und Entwicklungen zeigen, dass Laubhölzer, speziell Buche und Birke, in Zukunft häufiger Anwendung finden. Der Einfluss der physikalischen und mechanischen Eigenschaften von Laubholz und der Furnierherstellung auf den Umformprozess ist essentiell für die erfolgreiche Produktion von im Formpressverfahren hergestellten Leichtbauprofilen aus Buchensperrholz. Buche eignet sich aufgrund der hohen Festigkeit und Steifigkeit sehr gut für Druck beanspruchte Holzbauteile. Um Formpressprofile mit unterschiedlichen Geometrien aus Buchensperrholz zuverlässig auf Druck bemessen zu können, ist der Einfluss von Imperfektionen und Materialverhalten wesentlich. Aus diesem Grund werden anhand der Herleitung der Deformationsmethode diese Einflüsse erklärt und eine Angabe über getroffene Annahmen in bestehende Bemessungsverfahren für Stabilitätsuntersuchungen gegeben. Das Kreuzprofil weist um sämtliche Achsen ein gleich hohes Trägheitsmoment bei sehr geringem Querschnitt auf, weswegen sich das Kreuzprofil sehr gut als Druck beanspruchtes Holzbauteil eignet. Im Rahmen der Masterarbeit wurden aus zuvor hergestellten Winkelprofilen Kreuzprofilstützen gefertigt und die geometrischen Imperfektionen untersucht, um den Einfluss auf das Tragverhalten der Stützen feststellen zu können. Die Imperfektionen des Kreuzprofils erwiesen sich insgesamt als verhältnismäßig gering, was auch auf die gute Formhaltigkeit der einzelnen Winkelprofile zurückzuführen ist. Die größten Imperfektionen resultierten aus der Herstellung des Kreuzprofils, speziell dem Schneiden der Schenkellängen und der symmetrischen Verklebung der einzelnen Winkelprofile. Mit den Kreuzprofilstützen aus Buchensperrholz wurden exzentrische Stabilitätsprüfungen durchgeführt und das Verhalten des Querschnitts und des Materials infolge Stabilitätsverlust dokumentiert.

Die Ergebnisse der Stabilitätsuntersuchen zeigen deutlich, dass die Bemessung lt. EC 5 zu einer deutlichen Überschätzung der Tragfähigkeit von im Formpressverfahren hergestellten Kreuzprofilstützen aus Buchensperrholz führt. Die gewählte Geometrie wies definitiv größere geometrische Imperfektionen auf, als vergleichsweise eine rechteckige Geometrie. Zudem geht die Norm bei der Berechnung davon aus, dass die geometrischen Imperfektionen mit der Länge zunehmen, jedoch zeigten die Untersuchungen des Kreuzprofils, dass die größten Imperfektionen infolge der Herstellung entstehen und nicht infolge von Materialimperfektionen oder einer Stabvorkrümmung. Ein weiterer wichtiger Aspekt bei der Stabilitätsuntersuchung ist der Einfluss des Materialverhaltens von Laubholz. Das Verhältnis von Druckfestigkeit zu Elastizitätsmodul ist im Vergleich zu Nadelholz deutlich höher und um druckbeanspruchte Bauteile aus Laubholz auf deren Stabilität zuverlässig bemessen zu können, sind genaue experimentelle Untersuchungen und numerische Berechnungen, wie sie auch für Nadelholz durchgeführt wurden, erforderlich.

ANHANG A VERZEICHNISSE

A-1 Literaturverzeichnis

- [1] CEN, *EN 1995-1-1: Design of timber structures. Part -1-: General - Common rules and rules for buildings.*, CEN, Ed., Brussels: European Committee for Standardization, 2004.
- [2] A. Folgar-Dreihardstein, V. C. Piribauer und J. Prem, „Nachhaltige Waldwirtschaft in Österreich - Österreichischer Waldbericht 2015,“ Republik Österreich, Bundesministerium für Land- und Forstwirtschaft, Umwelt und Wasserwirtschaft, Wien, 2015.
- [3] G. Schickhofer, *Holzbau - Der Roh- und Werkstoff Holz*, Graz: Technische Universität Graz - Institut für Holzbau und Holztechnologie, 2006.
- [4] H. J. Blaß, R. Görlach und G. Steck, *Holzbauwerke nach Eurocode 5 - Step 1: Bemessung und Baustoffe*, Düsseldorf: Arbeitsgemeinschaft Holz e.V., 1995.
- [5] R. Wagenführ, *Anatomie des Holzes*, 2. Auflage Hrsg., Leipzig: VEB Fachbuchverlag, 1980.
- [6] K. Mägdefrau, *Botanik. Winters Studienführer*, Heidelberg: Winter-Verlag, 1951.
- [7] R. Wagenführ, *Holzatlas*, 6. Auflage Hrsg., München: Fachbuchverlag Leipzig im Hanser Verlag, 2007.
- [8] R. Staudacher, „Ausgewählte mechanische Eigenschaften von Furnier der Holzarten Fichte, Birke und buche,“ Technische Universität Graz, Graz, 2015.
- [9] A. Wagenführ, S. Tobisch, B. B. Rico Emmler und T. Schulz, „Furnier im Innenausbau - Definitionen-Eigenschaften-Verarbeitung-Anwendungsbeispiele,“ Initiative Furnier + Natur e. V. (IFN), Dresden, 2011.
- [10] F. Becker, *Der Becker - Das Formholz Kompendium 3. Ausgabe*, Brakel: Fritz Becker KG, 2014.
- [11] H. Knuchel, *Holz Fehler*, Hannover: Verlag Th. Schäfer, 1934.
- [12] F. Kollmann, *Technologie des Holzes und der Holzwerkstoffe Band II: Holzschutz, Oberflächenbehandlung, Trocknung und Dämpfen, Veredelung, Holzwerkstoffe, Spanabhebende und Spanlose Holzverarbeitung, Holzverbindungen*, Berlin, Göttingen, Heidelberg: Springer-Verlag; J.F.Bergmann, 1955.
- [13] Danzer Group, „Danzer Hardwood Excellence,“ [Online]. Available: <https://www.danzer.com/de>. [Zugriff am 27 Jänner 2019].
- [14] C. Windscheif, „Furnier Herstellung - Vom Baum zum Furnier,“ Initiative Furnier + Natur e.V., [Online]. Available: <https://www.furnier.de/furnier/furnier-herstellung.html>. [Zugriff am 27 Jänner 2019].
- [15] W. C. Stevens und N. Turner, *Solid and laminated wood bending*, Amsterdam: Fredonia Books, 1952.
- [16] L. Vorreiter, *Holztechnologisches Handbuch Band II: System Holz-Wasser-Wärme, Holz Trocknung, Dämpfen und Kochen, Spanlose Holzverformung*, Wien & München: GEorg Fromme & CO. , 1958.

- [17] A. Wagenführ, B. Buchelt und A. Pfriem, „Material behaviour of veneer during multidimensional moulding“, *Holz als Roh- und Werkstoff*, Bd. 64, pp. 83-89, 2006.
- [18] B. Buchelt und A. Wagenführ, „Untersuchungen zur Anisotropie der mechanischen Eigenschaften von Nussbaummaserfurnier“, *Holz als Roh- und Werkstoff*, pp. 407-409, 21 Februar 2007.
- [19] A. Pfriem und B. Buchelt, „Influence of the slicing technique on mechanical properties of the produced veneer“, *European Journal of Wood and Wood Products*, Nr. 69, pp. 93-99, 2010.
- [20] A. Dietzel, *Modellgestützte Ermittlung und Bewertung der Formgebungsgrenzen von Rotbuchenfurnier*, Aachen: Shaker Verlag, 2018.
- [21] L. Blomqvist, *Laminated Veneer Products: Shape Stability and Effects of Enhanced Formability on Bond-Line Strength*, Schweden: Linnaeus University Press, 2016.
- [22] N. Srinivasan, D. Bhattacharyy und K. Jayaraman, „Thermoforming of wood veneer composite sheets“, *Holzforschung*, Bd. 61, pp. 558-562, 2007.
- [23] CEN, *EN 313-2 Sperrholz- Klassifizierung und Terminologie - Teil 2: Terminologie*, Brüssel: European Committee for Standardization, 1999.
- [24] F. Kollmann, *Holz im Maschinenbau*, Berlin: Fachausschuß für Holzfragen, 1936.
- [25] M. Jensen, „Method of making airplane structures“. USA; New York Patent 2,388,485, 20 September 1941.
- [26] C. Löwer, „Die neue Holzklasse“, *PM*, Bd. 12, pp. 92-98, 2012.
- [27] K. Thehos, „Technische Universität Chemnitz - Pressestelle und Crossmedia-Redaktion“, 23 Jänner 2013. [Online]. Available: <https://www.tu-chemnitz.de/tu/pressestelle/aktuell/4109>. [Zugriff am 19 Mai 2019].
- [28] C. Schröder, „Hammer-Projekt gestartet: Fahrzeugstrukturen aus Holz für leichtere Autos“, *Springer Professional*, p. 2, 2012.
- [29] D. Kohl und S. Böhm, „Schlussbericht zum Vorhaben: HAMMER; Teilprojekt: Integration von holzvasierten Multimaterialsystemen in Fahrzeugstrukturen durch geeignete Fügetechnologie und in Rohbaufertigung durch geeignete Prozessketten“, Universität Kassel, Fachgebiet Trennende und Fügende Fertigungsverfahren (tff), 2016.
- [30] A. Fischer, *Holzsparende Konstruktionen und Herstellungsverfahren*, Wendlingen, 1941.
- [31] I. Underhill, B. Gilbert, H. Bailleres, R. McGavin und D. Patterson, „Structural Veneer Based Composite Products from Hardwood Thinning - Part I: Background and Manufacturing“, *Materials and Joints in Timber Structures (9)*, pp. 577-588, 2013.
- [32] B. P. Gilbert, S. Hancock und H. Bailleres, „Thin-Walled Timber Structures“, Griffith University & Salisbury Research Centre, Australia, 2014.
- [33] M. B. Loik, *Formgepresste UHPP-Leichtbauprofile für die Herstellung von Holz-Holz-Verbundbauteilen*, Institut für Holzbau und Holztechnologie, TU Graz, 2015.
- [34] S. B. Gottfried C.O. Lohnmeyer, *Baustatik 2 Bemessung und Sicherheitsnachweise*, Wiesbaden: Vieweg+Teubner, 2009.
- [35] D.-I. C. Petersen, *Statik und Stabilität der Baukonstruktion: Elasto- und plasto-statische Berechnungsverfahren druckbeanspruchter Tragwerke: Nachweisformen gegen Knicken, Kippen*, Beulen, Braunschweig/Wiesbaden: Friedr. Vieweg & Sohn, 1982.

- [36] B. Nowak, Die historische Entwicklung des Knickstabproblems und dessen Behandlung in den Stahlbaunormen, Darmstadt: Institut für Statik und Stahlbau der Technischen Hochschule Darmstadt, 1981.
- [37] C. Kollbrunner und M. Meister, Knicken, Biegedrillknicken, Kippen - Theorie und Berechnung von Knickstäben Knickvorschriften, 2. Auflage Hrsg., Berlin/Göttingen/Heidelberg: Springer Verlag, 1961.
- [38] L. v. Tetmajer, Die Gesetze der Knickungs- und der Zusammengesetzten Druckfestigkeit der technisch wichtigsten Baustoffe, 3. Auflage. Hrsg., Leipzig & Wien: Franz Deuticke, 1903.
- [39] E. Gehri, Zur Festlegung von Knickkurven für druckbeanspruchte Holzstäbe, Rüschlikon, 2019.
- [40] M. Theiler, Stabilität von Axial auf Druck beanspruchten Bauteilen aus Vollholz und Brettschichtholz, Zürich: ETH Zürich, 2014.
- [41] H. Fischer und H. Kühne, „Über die Knickfestigkeit von schweizerischen Fichten-, Tannen-, Lärchen-, Rotbuchen- und Eichenholz,“ Eidg. Materialprüfungs- und Versuchsanstalt für Industrie, Bauwesen und Gewerbe, Zürich, Zürich, 1960.
- [42] A. H. Buchanan, Strength model and design methods for bending and axial load interaction in timber members, University of British Columbia: University of British Columbia, 1987.
- [43] H. J. Blaß, „design of timber columns,“ Dublin, 1987.
- [44] H. J. Blaß, „strength model for glulam columns,“ Florence, 1986.
- [45] P. Crubilé, J. Ehlbeck, H. Brüninghoff, H. J. Larsen und J. Sunley, „Eurocode 5 - Bericht für die europäische Gemeinschaft: Gemeinsame Einheitliche Regeln für Holzbauwerke,“ Kommission der Europäischen Gemeinschaft (KEG), 1987.
- [46] T. Ehrhart, R. Steiger, P. Palma, E. Gehri und A. Frangi, „Compression strength and buckling resistance of glued laminated timber columns made of European beech,“ Tacoma WA, USA, 2019.
- [47] W. Guggenberger, Stabilität - Studienbehelf, Graz: Institut für Baustatik; Technische Universität Graz, 2016.
- [48] CEN, *ÖNORM EN 338*, Brüssel: European committee for standardization, 2016.
- [49] CEN, *ÖNORM EN 14080*, Brüssel: European committee for standardization, 2013.
- [50] G. Schickhofer, „Forschungsbericht Nr. PB15-470-1-02 Formpressprofile aus Buchenfurnier zur Entwicklung von Ultra High Performance Plywood (UHPP) Leichtbauelemente für den Einsatz im Baubereich,“ Technische Universität Graz, Graz, 2018.
- [51] CEN, *EN 408:2010 + A1:2012 Holzbauwerke - Bauholz für tragende Zwecke und Brettschichtholz - Bestimmungen einiger physikalischer und mechanischer Eigenschaften*, Brussels: European Committee for Standardization, 2012.
- [52] 3D-Systems, *Geomagic Control*, 2014.
- [53] CEN, *ÖNORM EN 14358 - Holzbauwerke - Berechnung und Kontrolle charakteristischer Werte*, Brüssel: European Committee for Standardization, 2016.

ANHANG B PRÜFERGEBNISSE

B-1 Imperfektionen

Prüfkörper S01

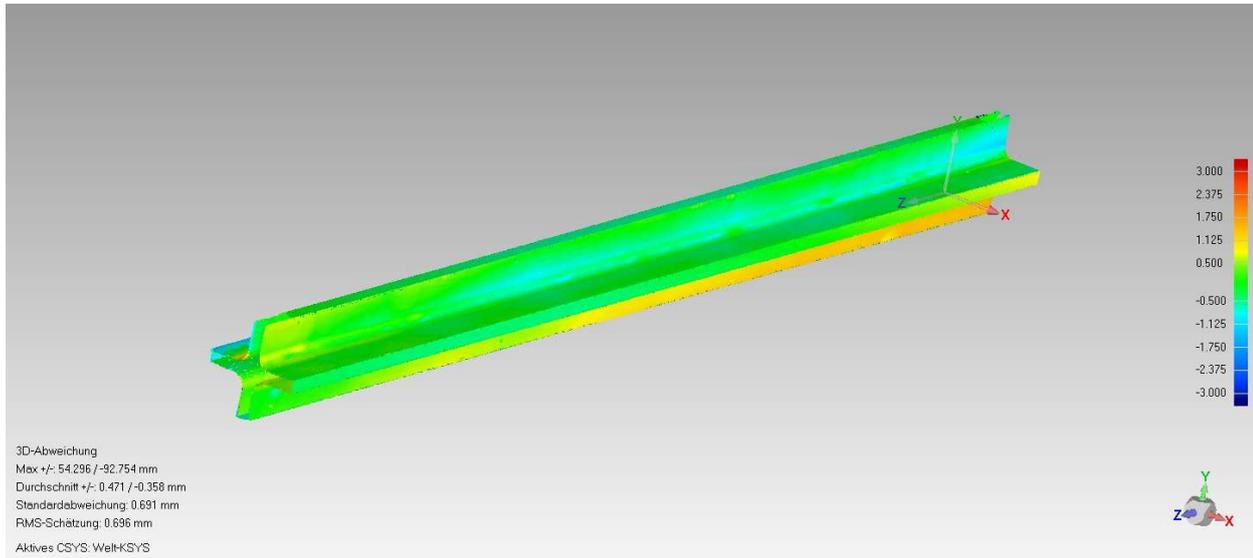


Abb. Anhang 10-1: 3D-Falschfarbendarstellung des Prüfkörpers S01

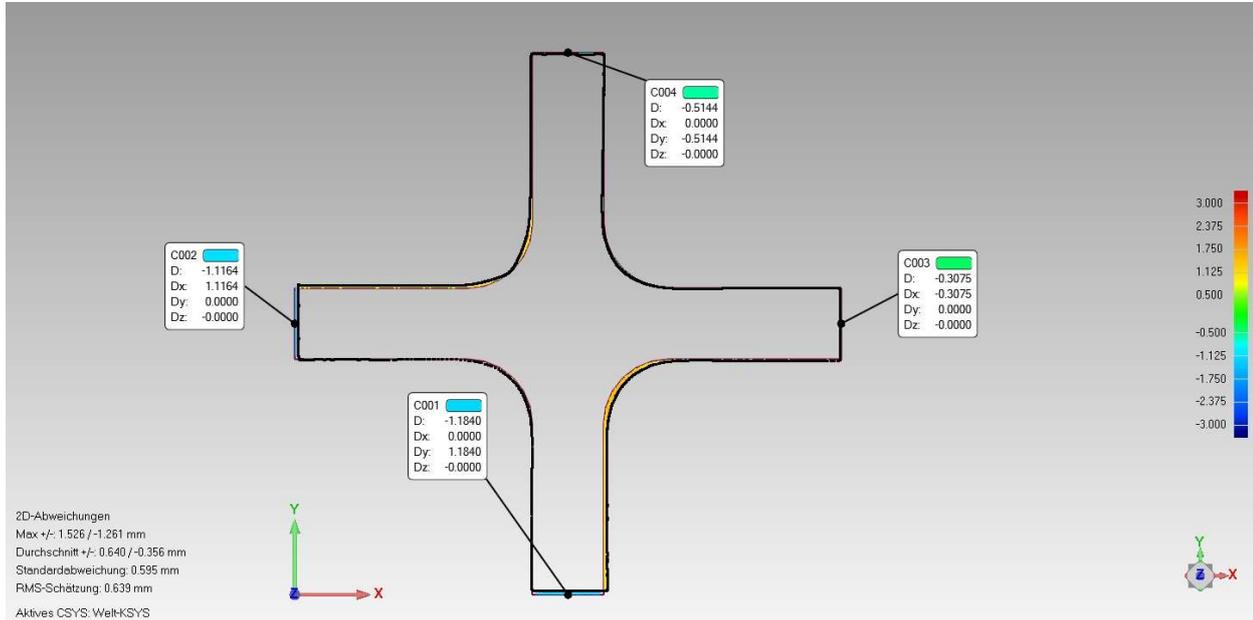


Abb. Anhang 10-2: 2D-Schnitt Abweichung der Schenkel des Prüfkörpers S01

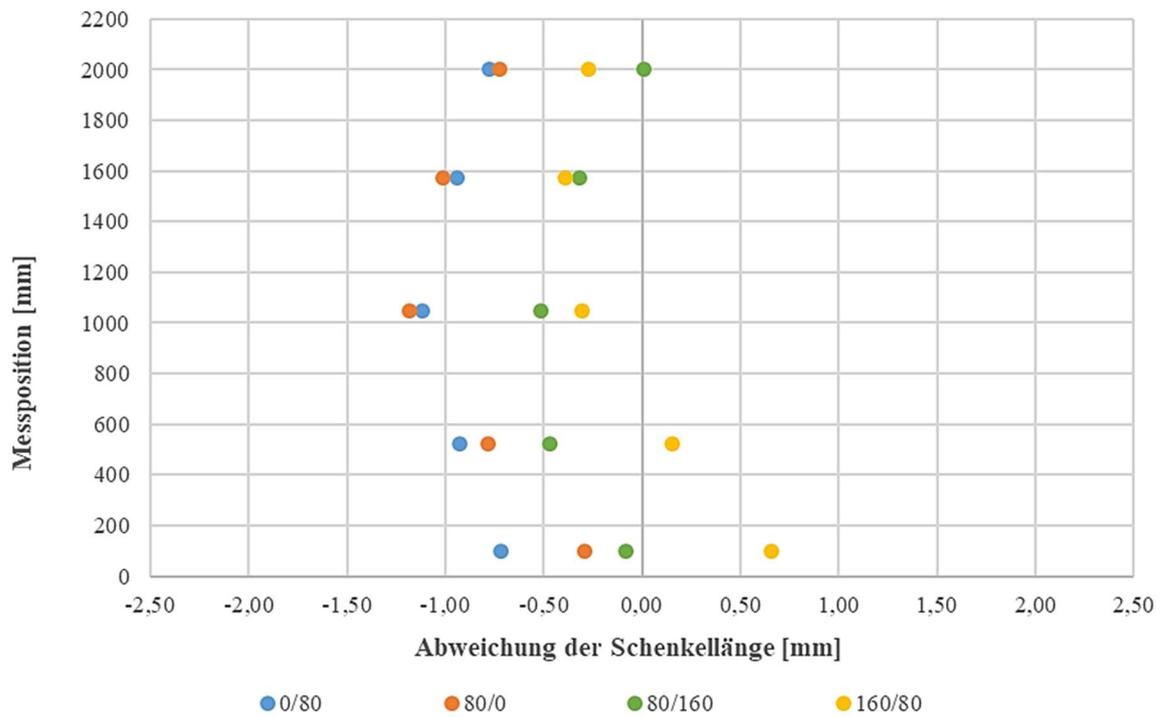


Abb. Anhang 10-3: Abweichung der Schenkellänge des Prüfkörpers S01

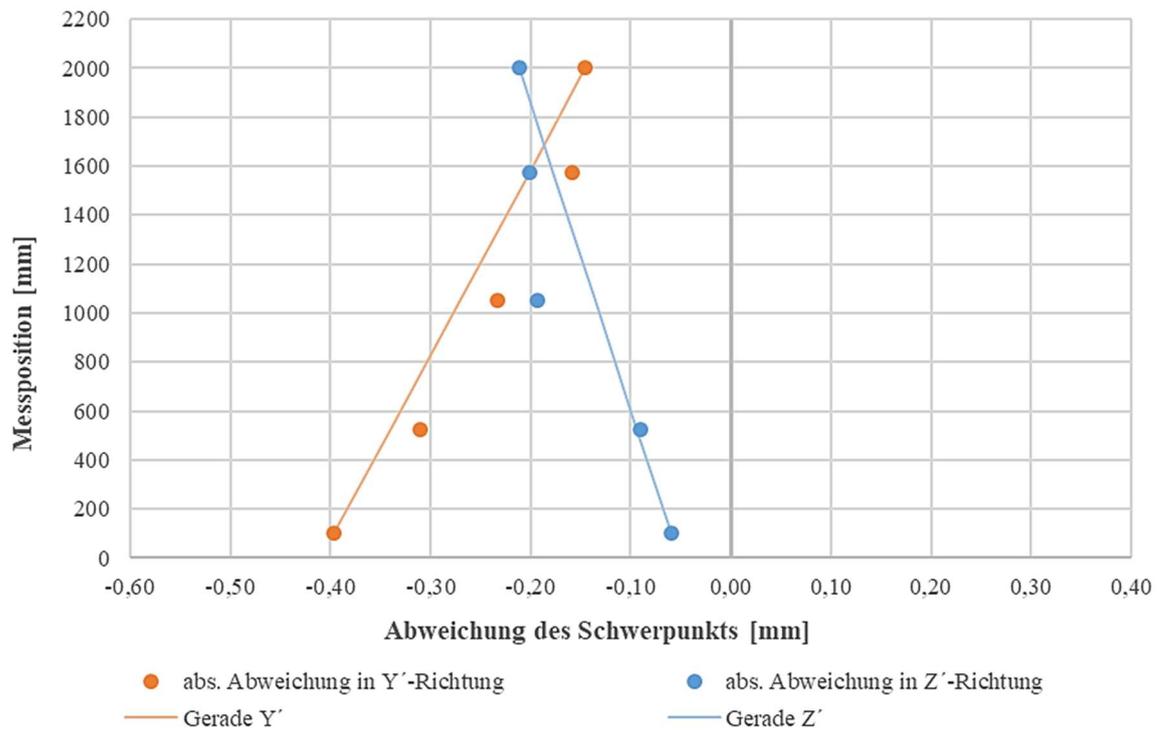


Abb. Anhang 10-4: Abweichung des Schwerpunkts des Prüfkörpers S01

Prüfkörper S02

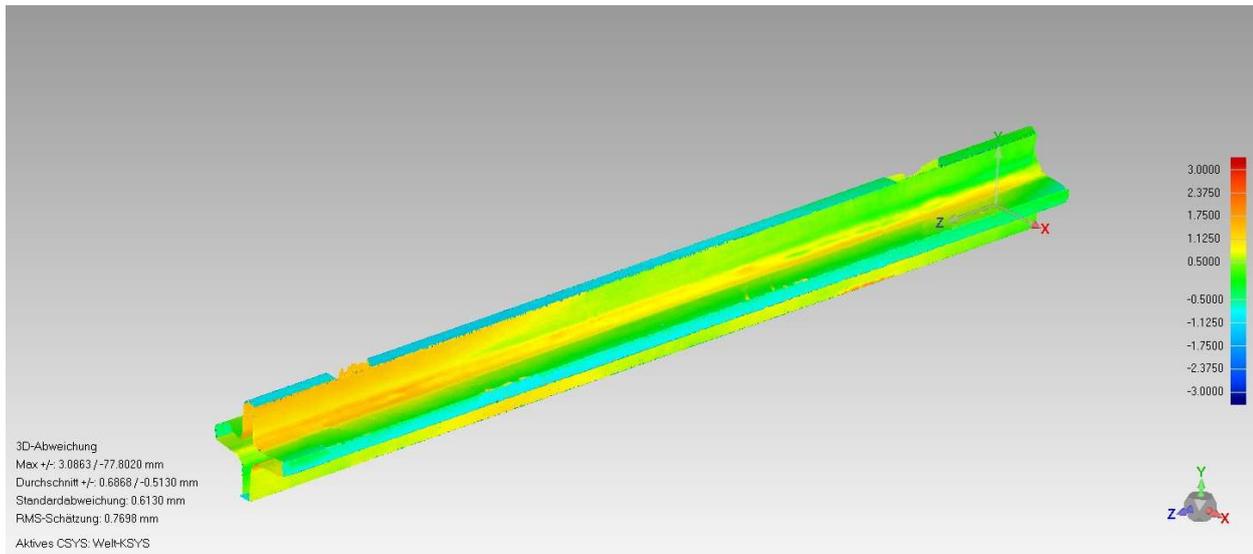


Abb. Anhang 10-5: 3D-Falschfarbendarstellung des Prüfkörpers S02

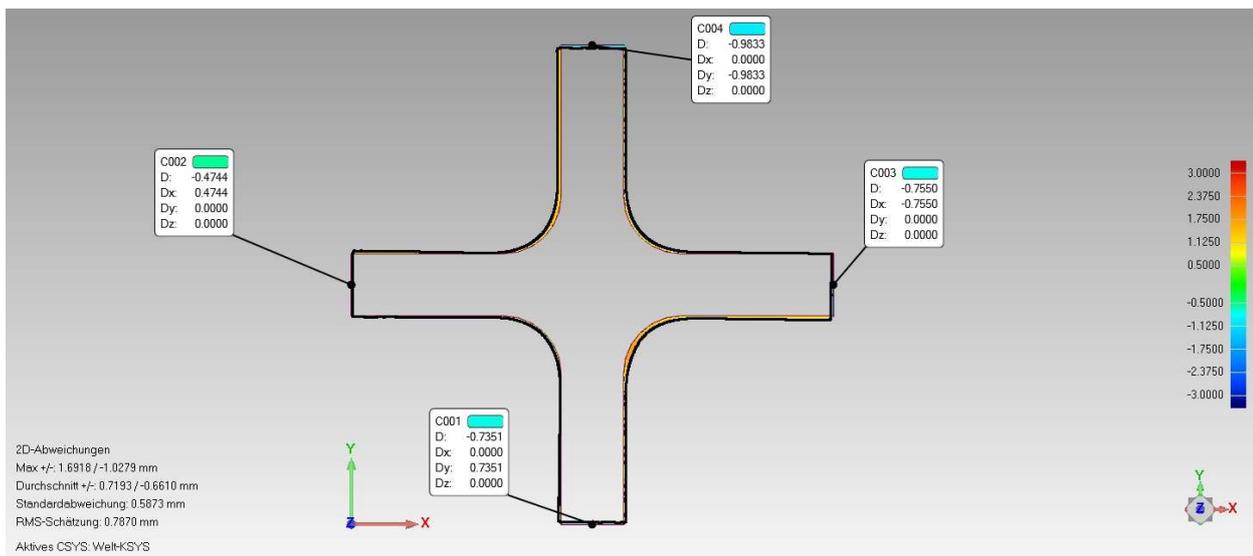


Abb. Anhang 10-6: 2D-Schnitt Abweichung der Schenkel des Prüfkörpers S02

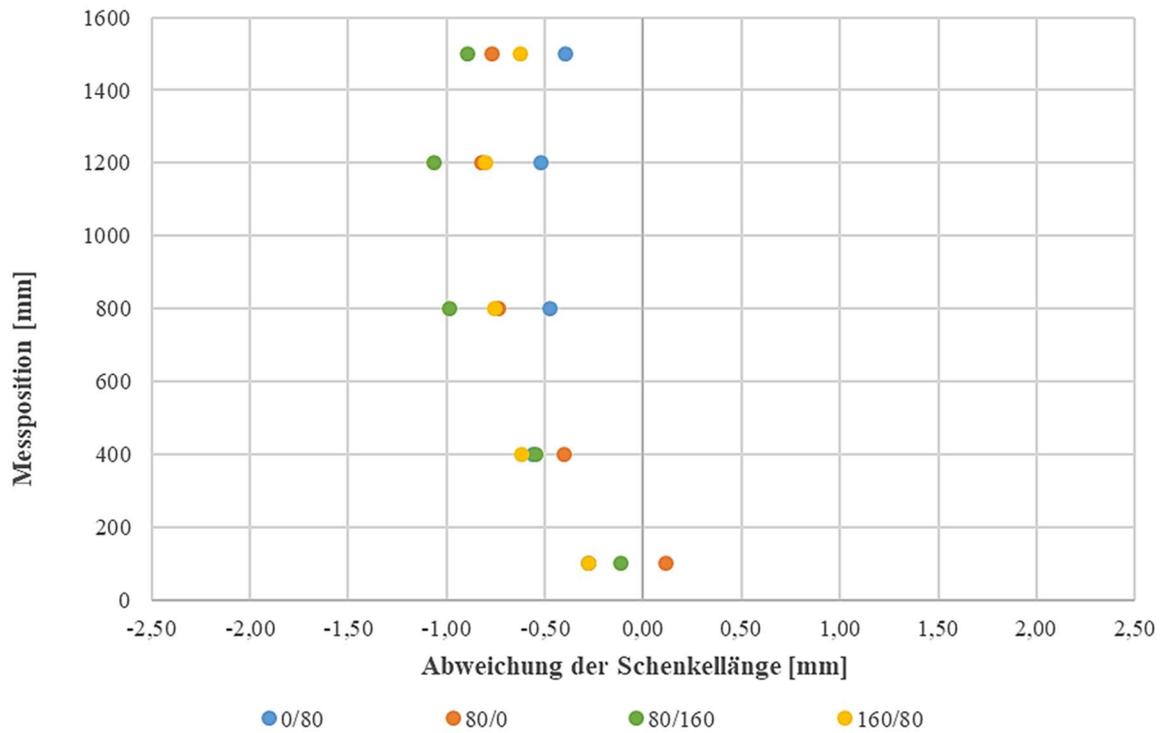


Abb. Anhang 10-7: Abweichung der Schenkellänge des Prüfkörpers S02

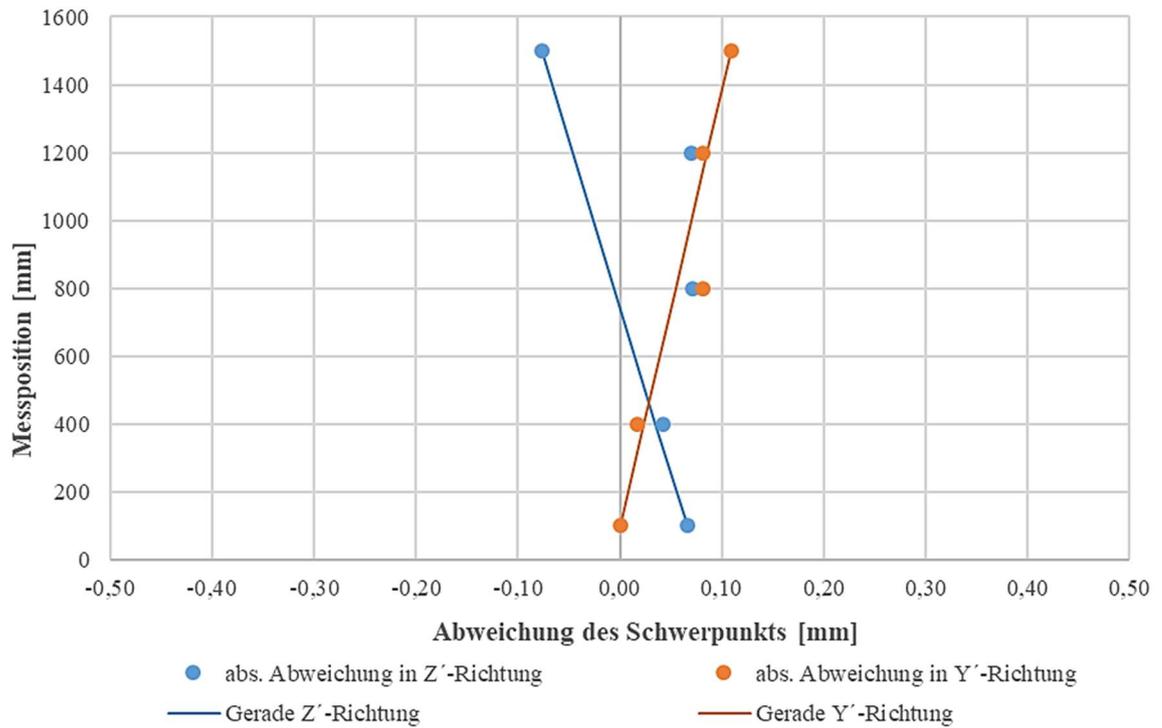


Abb. Anhang 10-8: Abweichung des Schwerpunkts des Prüfkörpers S02

Prüfkörper S03

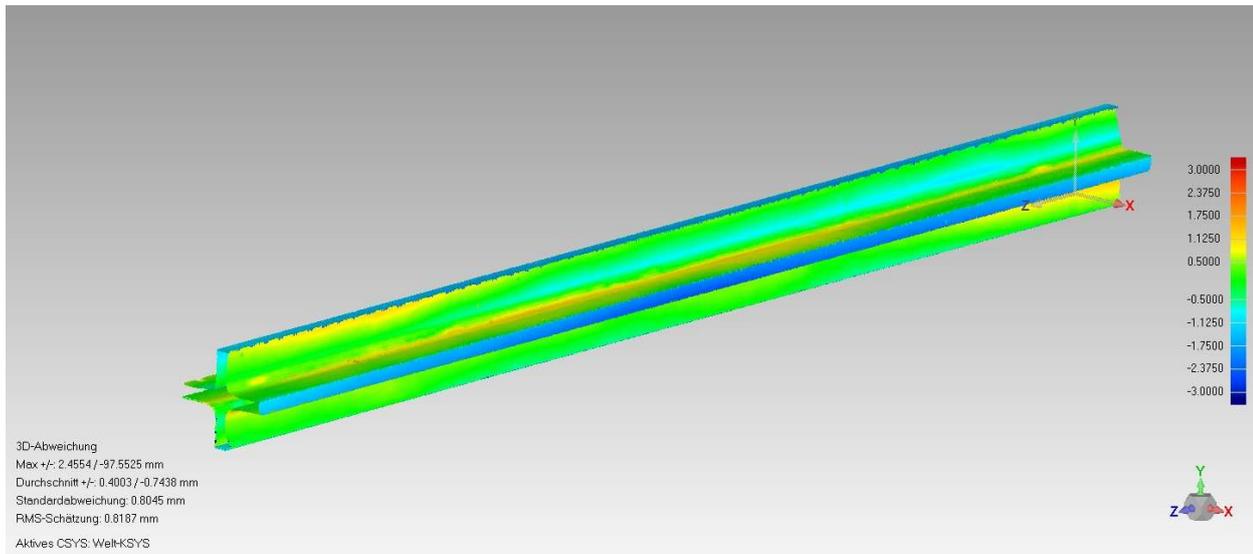


Abb. Anhang 10-9: 3D-Falschfarbendarstellung des Prüfkörpers S03

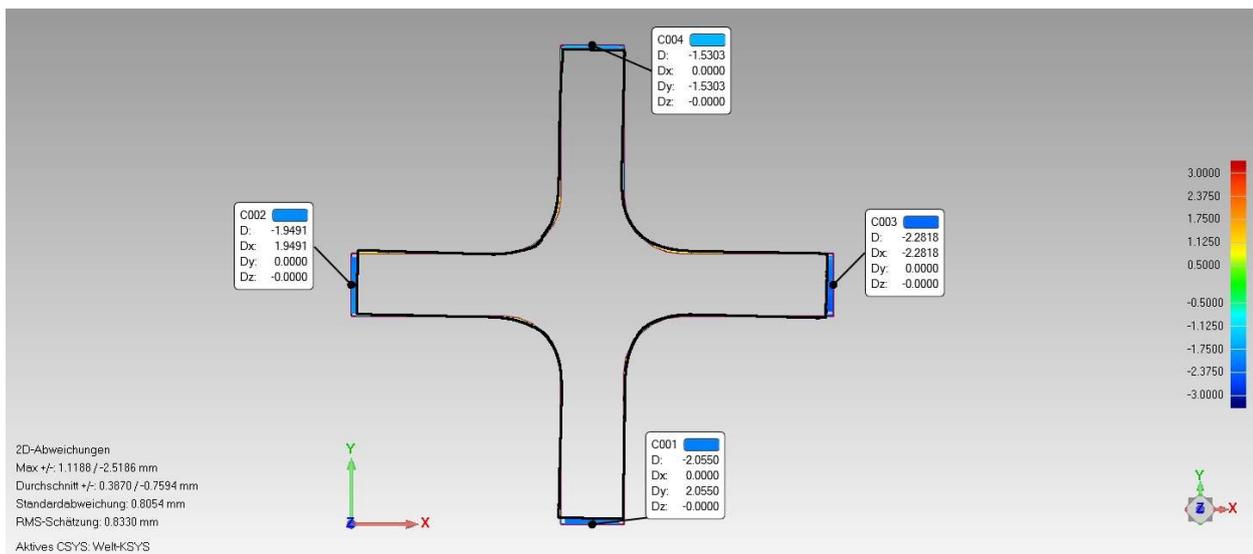


Abb. Anhang 10-10: 2D-Schnitt Abweichung der Schenkel des Prüfkörpers S03

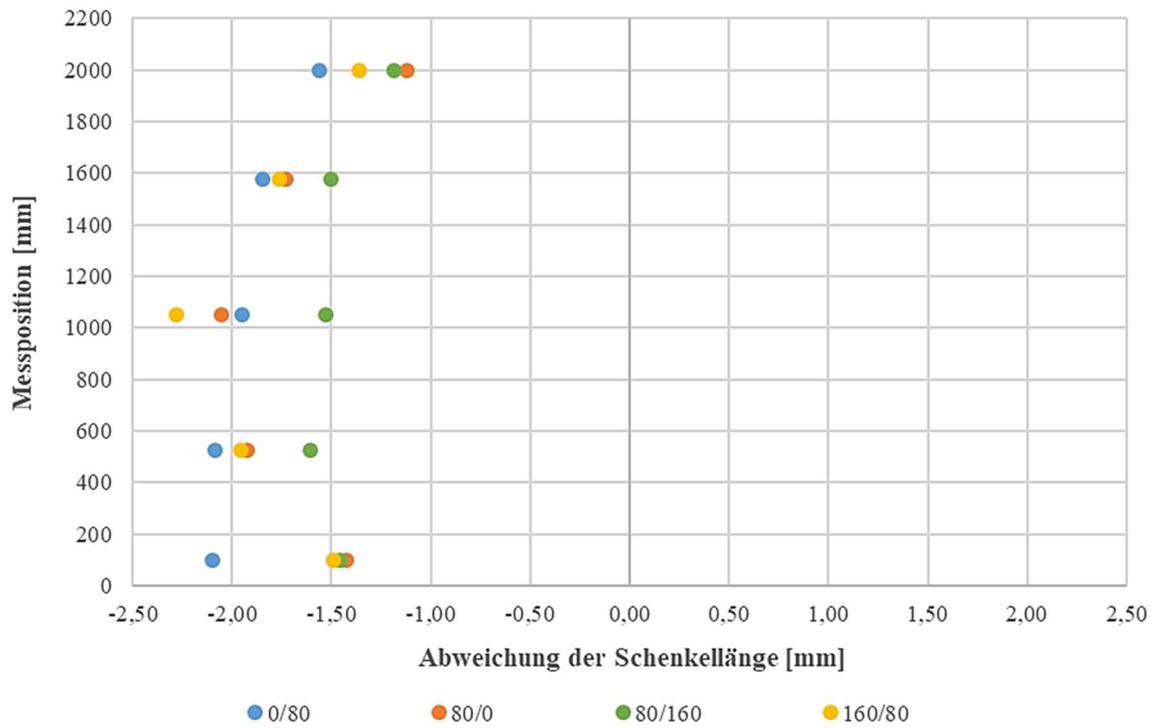


Abb. Anhang 10-11: Abweichung der Schenkellänge des Prüfkörpers S03

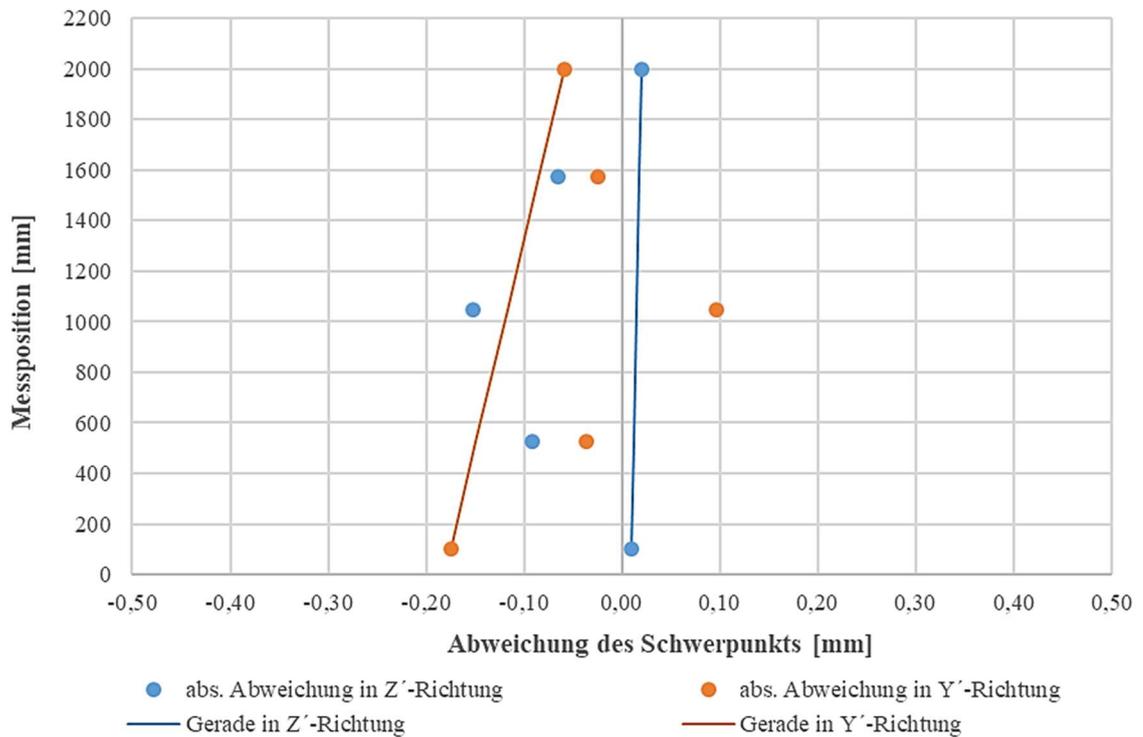


Abb. Anhang 10-12: Abweichung des Schwerpunkts des Prüfkörpers S03

Prüfkörper S04

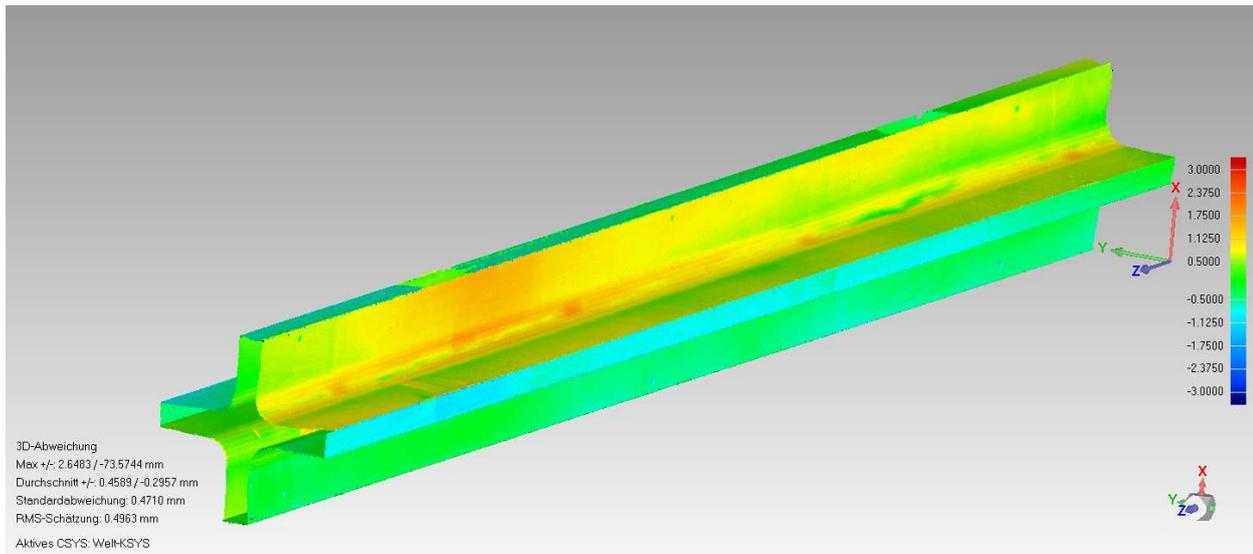


Abb. Anhang 10-13: 3D-Falschfarbendarstellung des Prüfkörpers S04

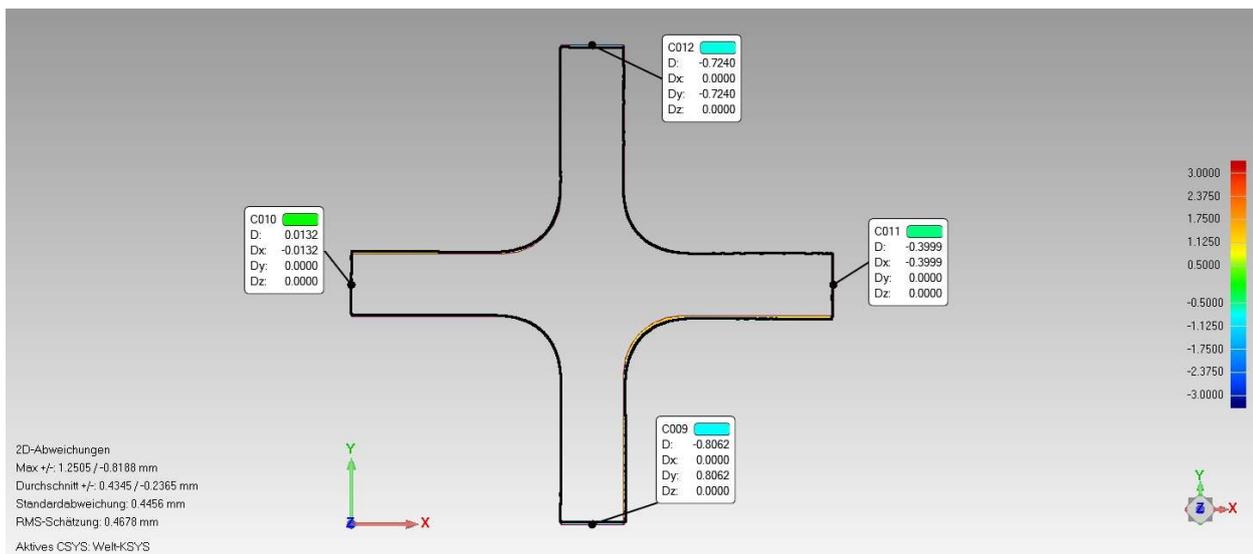


Abb. Anhang 10-14: 2D-Schnitt Abweichung der Schenkel des Prüfkörpers S04

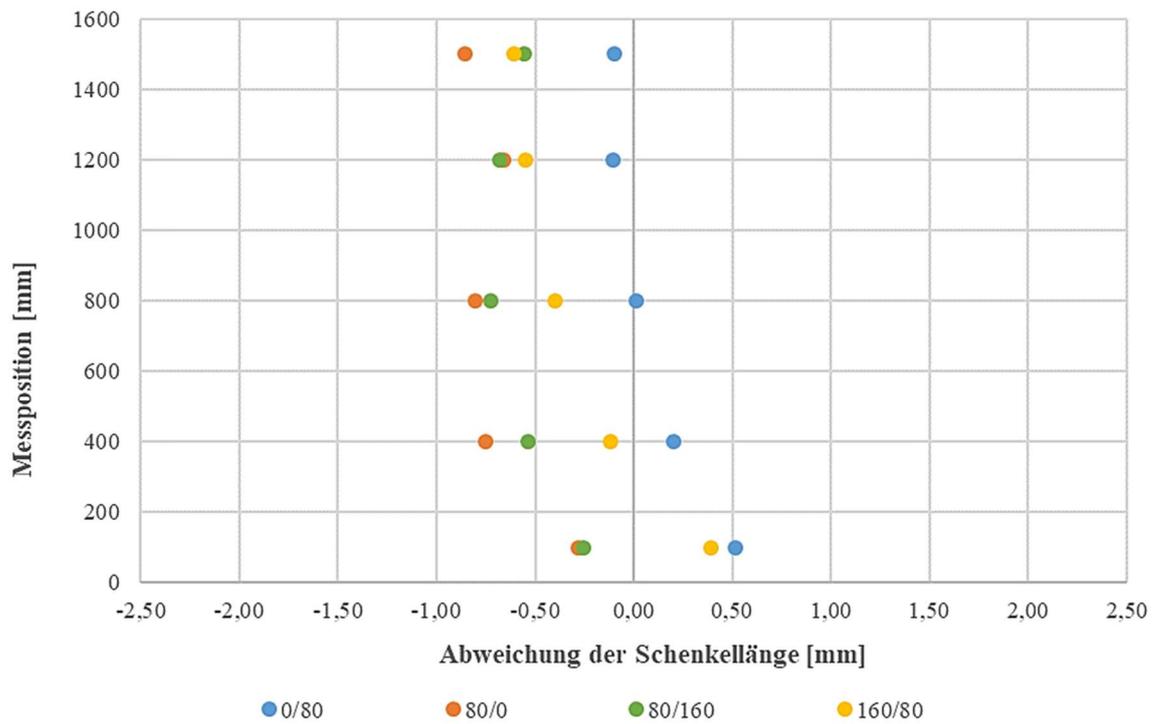


Abb. Anhang 10-15: Abweichung der Schenkellänge des Prüfkörpers S04

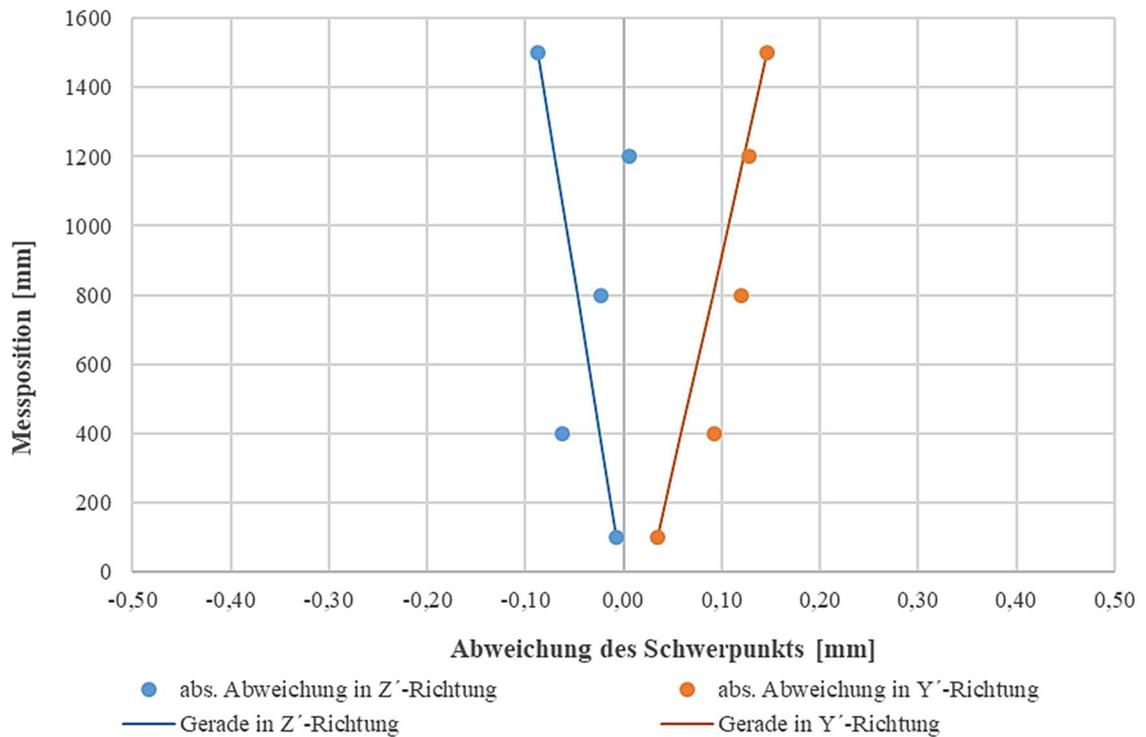


Abb. Anhang 10-16: Abweichung des Schwerpunkts des Prüfkörpers S04

Prüfkörper S05

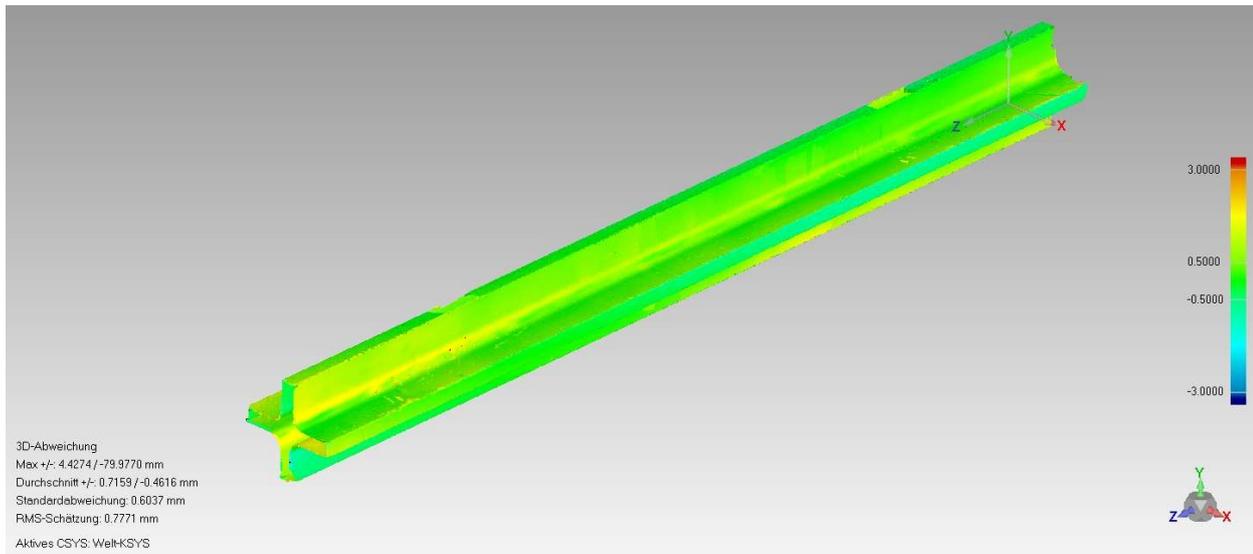


Abb. Anhang 10-17: 3D-Falschfarbendarstellung des Prüfkörpers S05

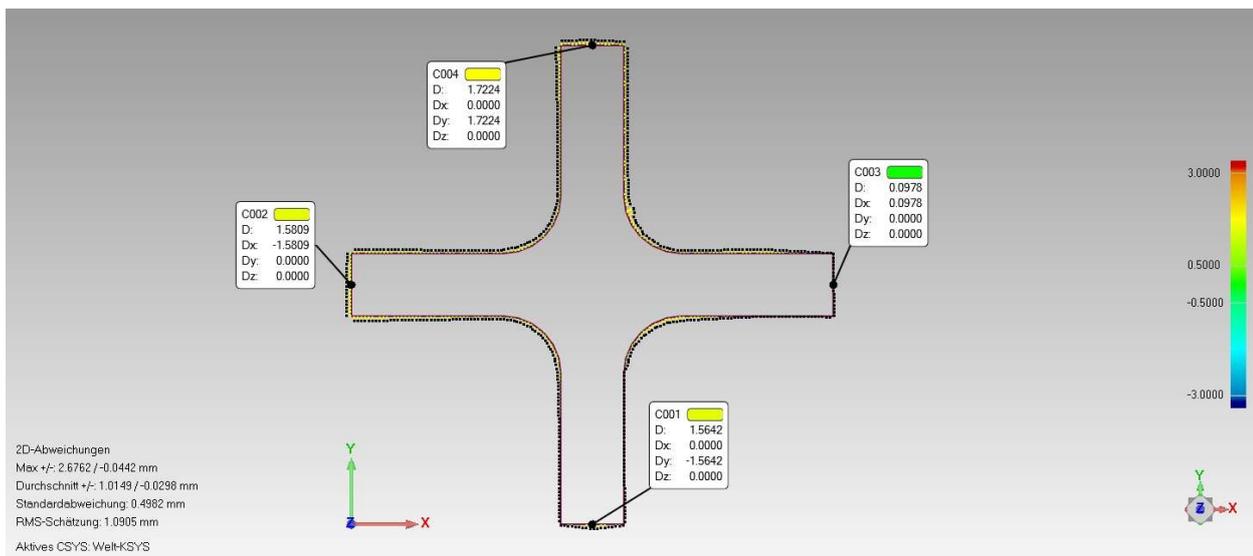


Abb. Anhang 10-18: 2D-Schnitt Abweichung der Schenkel des Prüfkörpers S05

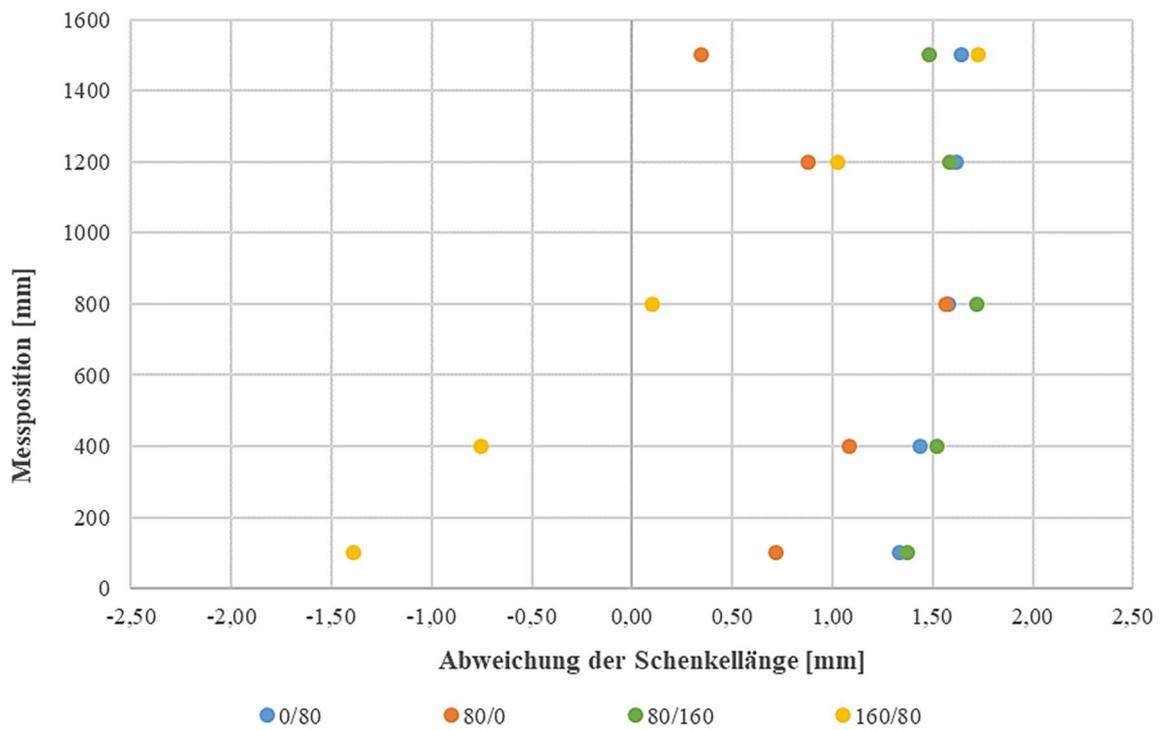


Abb. Anhang 10-19: Abweichung der Schenkellänge des Prüfkörpers S05

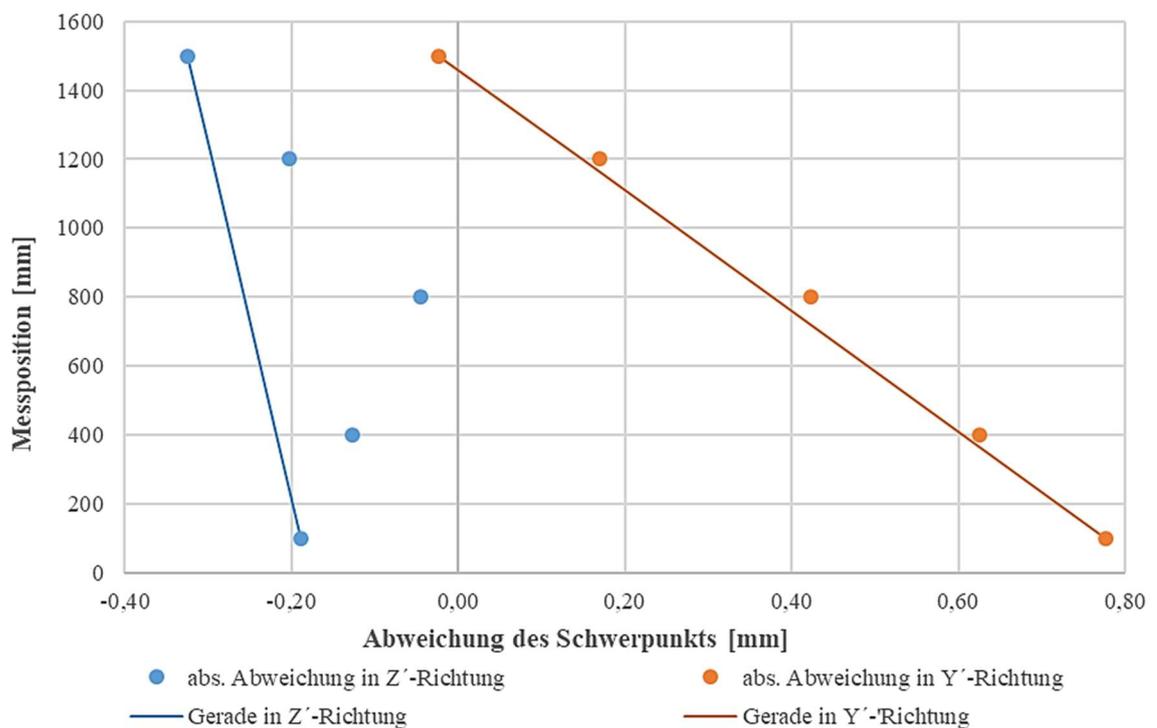


Abb. Anhang 10-20: Abweichung des Schwerpunkts des Prüfkörpers S05

Prüfkörper S06

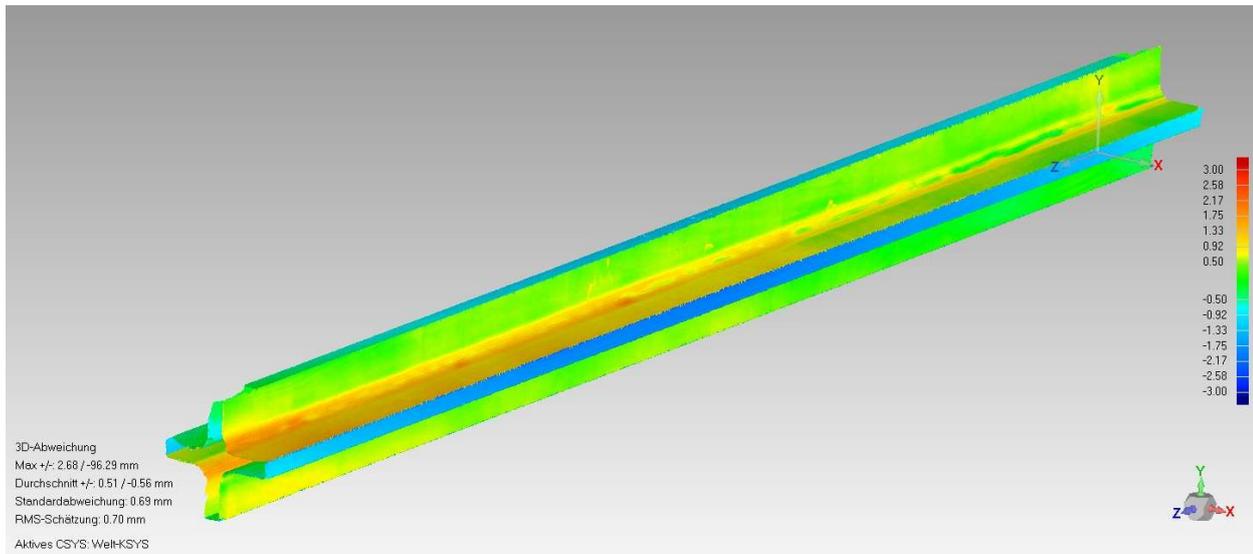


Abb. Anhang 10-21: 3D-Falschfarbendarstellung des Prüfkörpers S06

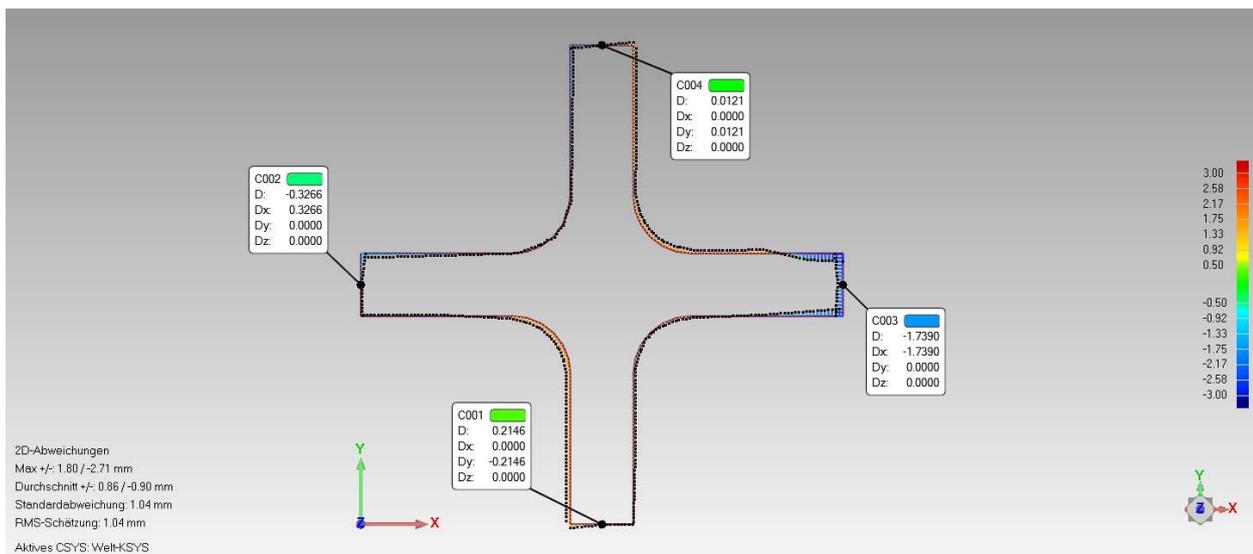


Abb. Anhang 10-22: 2D-Schnitt Abweichung der Schenkel des Prüfkörpers S06

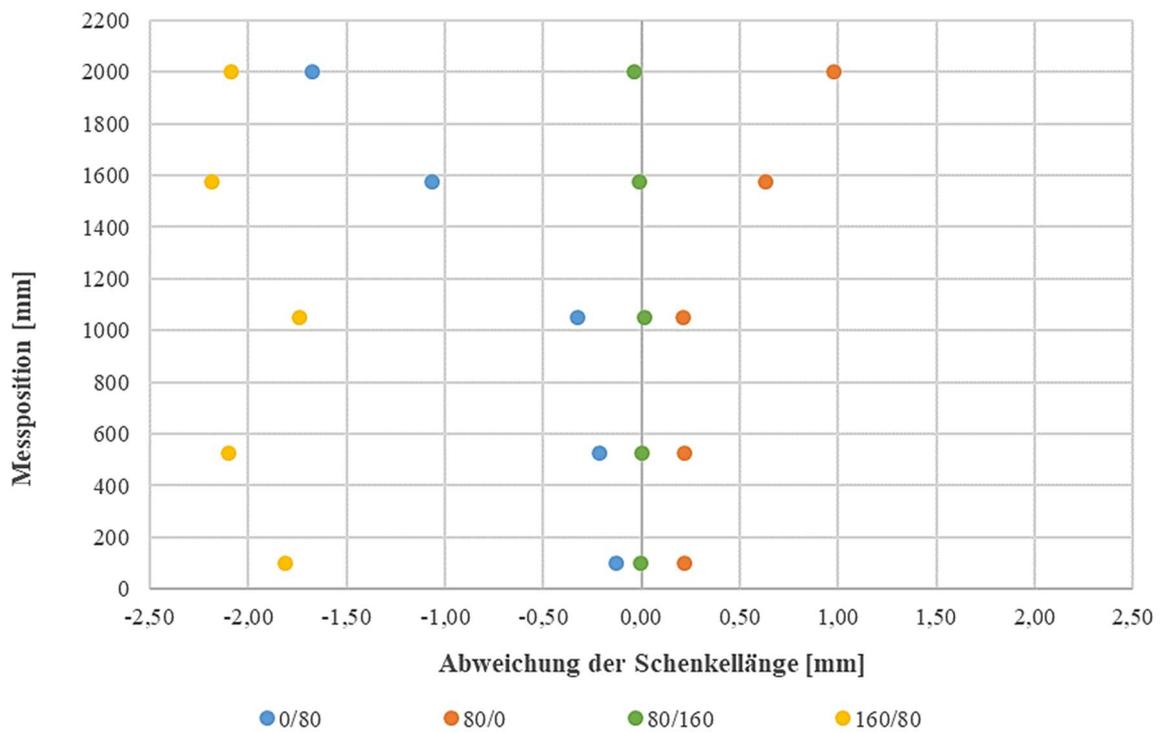


Abb. Anhang 10-23: Abweichung der Schenkellänge des Prüfkörpers S06

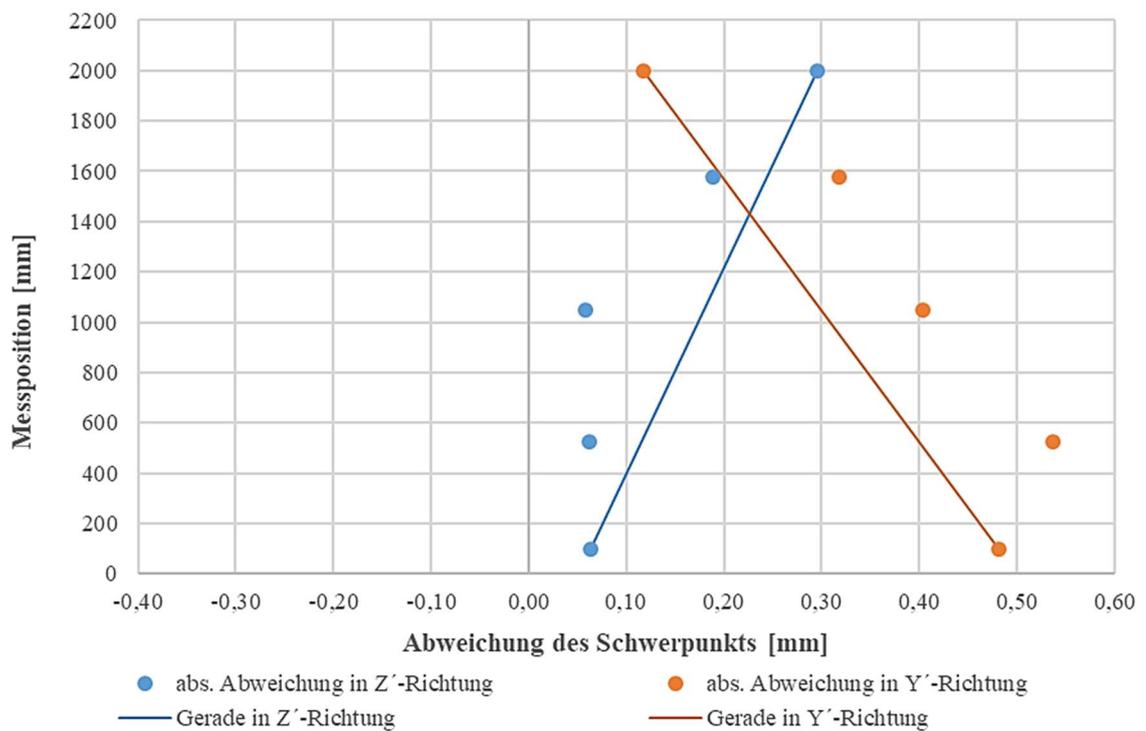


Abb. Anhang 10-24: Abweichung des Schwerpunkts des Prüfkörpers S06

Prüfkörper S07

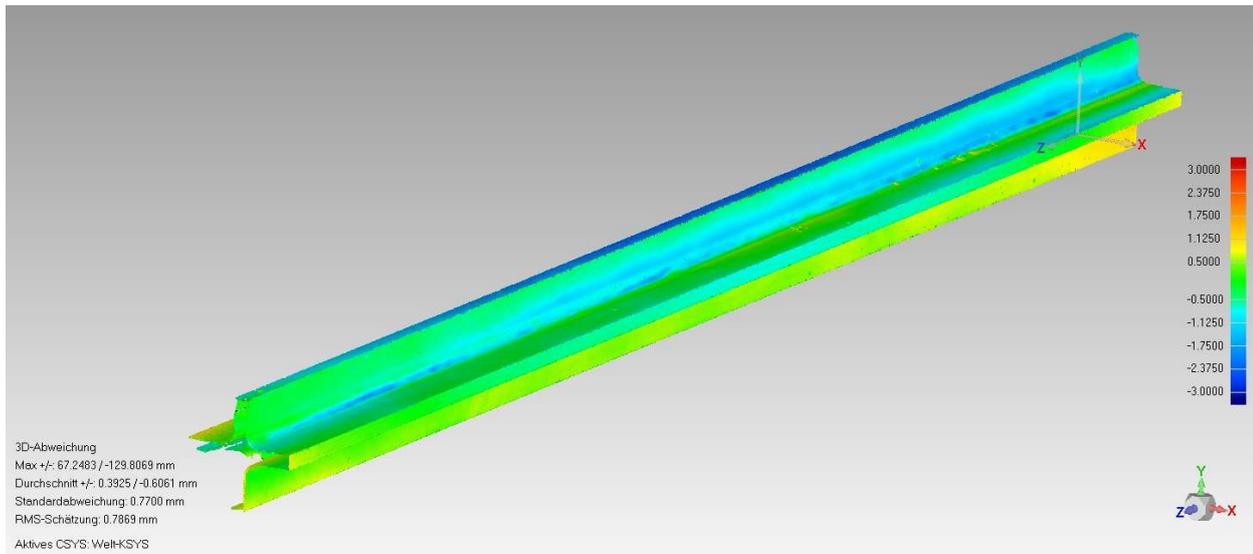


Abb. Anhang 10-25: 3D-Falschfarbendarstellung des Prüfkörpers S07

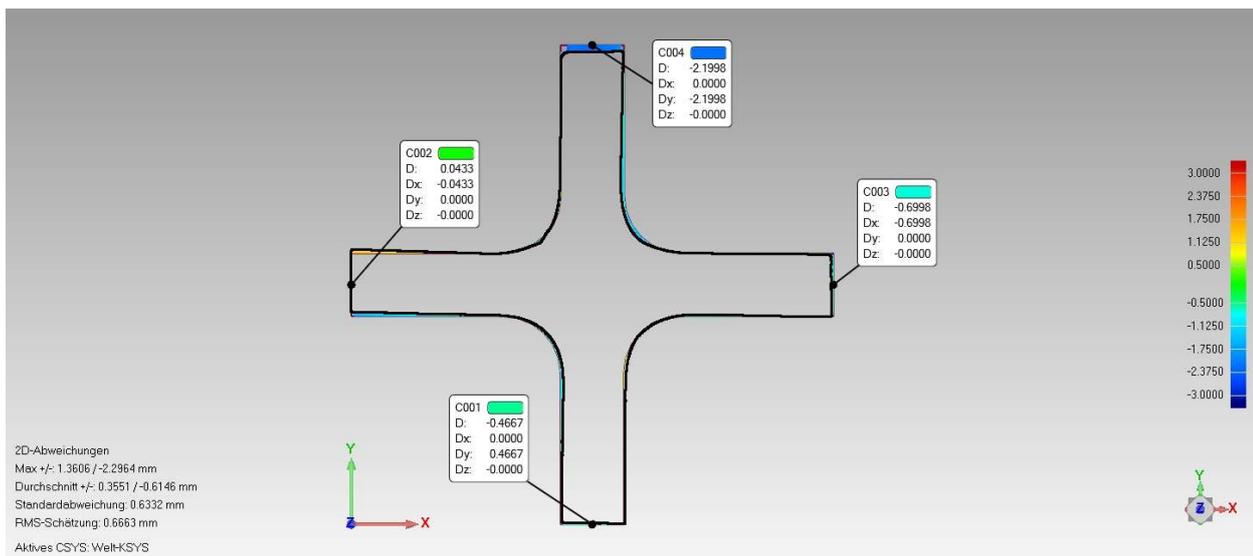


Abb. Anhang 10-26: 2D-Schnitt Abweichung der Schenkel des Prüfkörpers S07

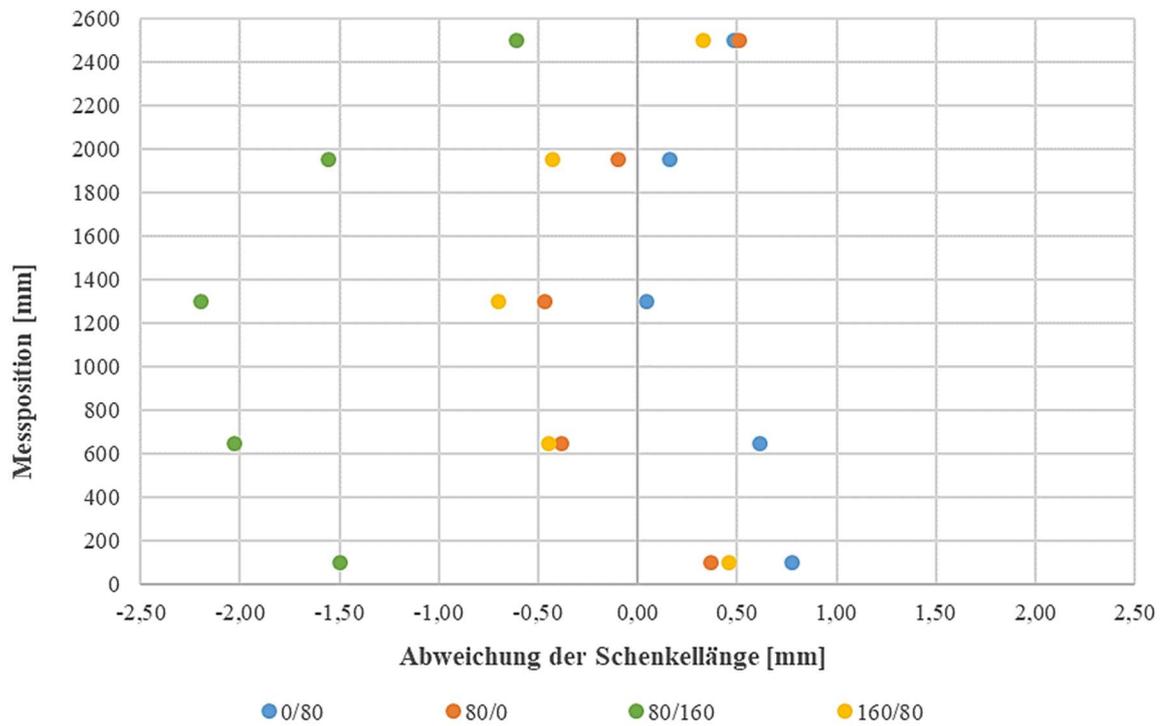


Abb. Anhang 10-27: Abweichung der Schenkellänge des Prüfkörpers S07

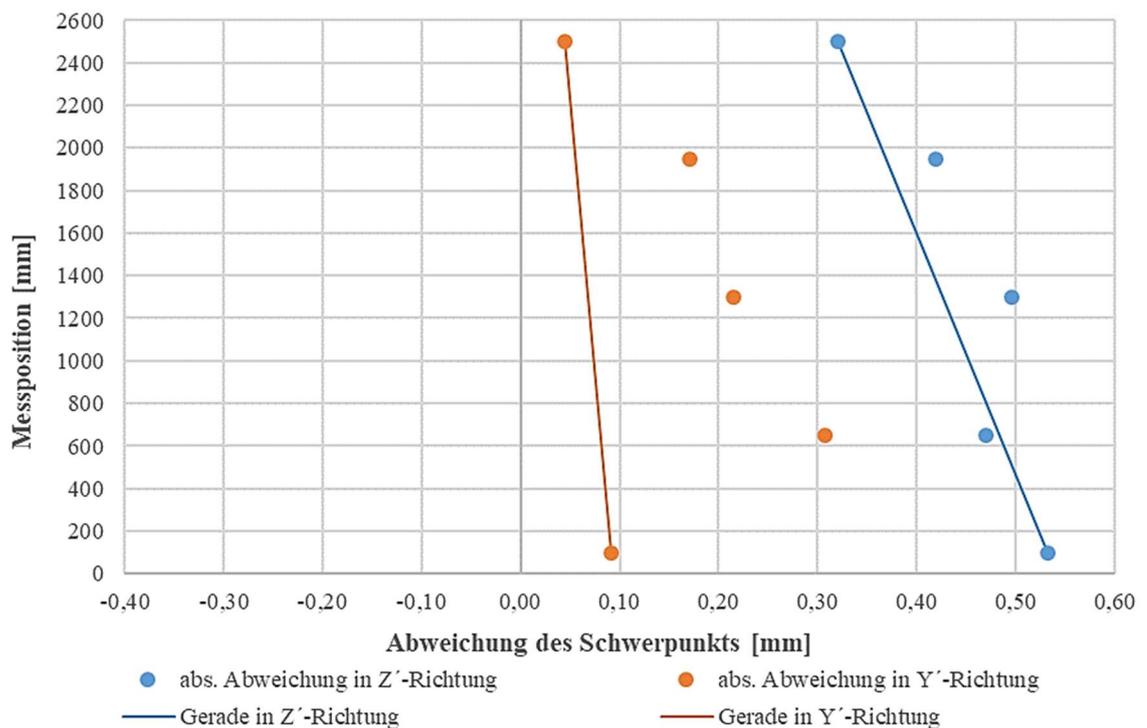


Abb. Anhang 10-28: Abweichung des Schwerpunkts des Prüfkörpers S07

Prüfkörper S08

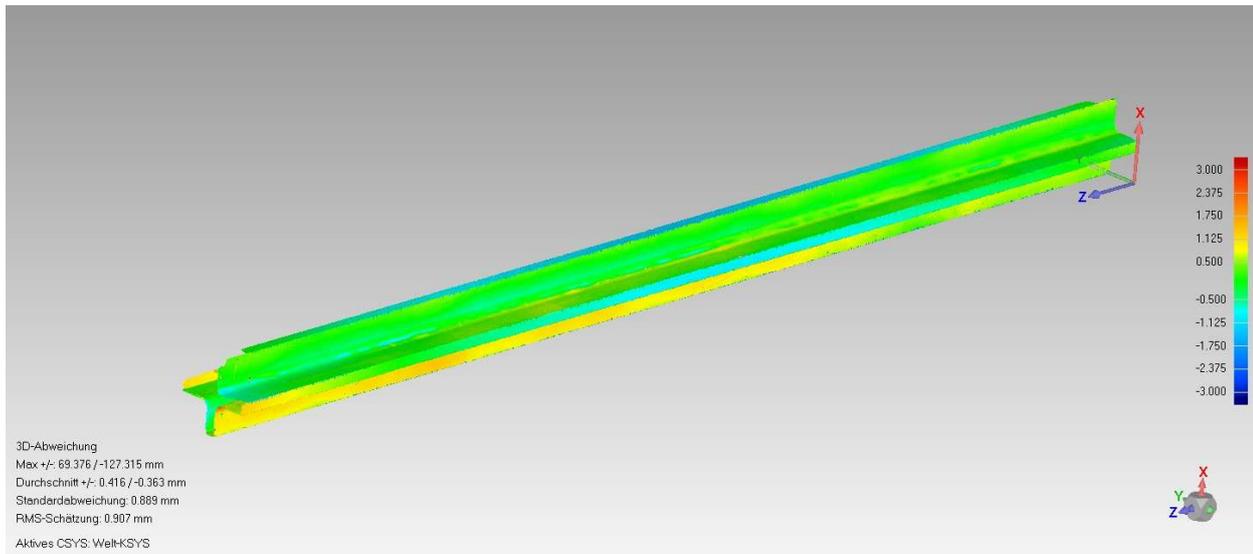


Abb. Anhang 10-29: 3D-Falschfarbendarstellung des Prüfkörpers S08

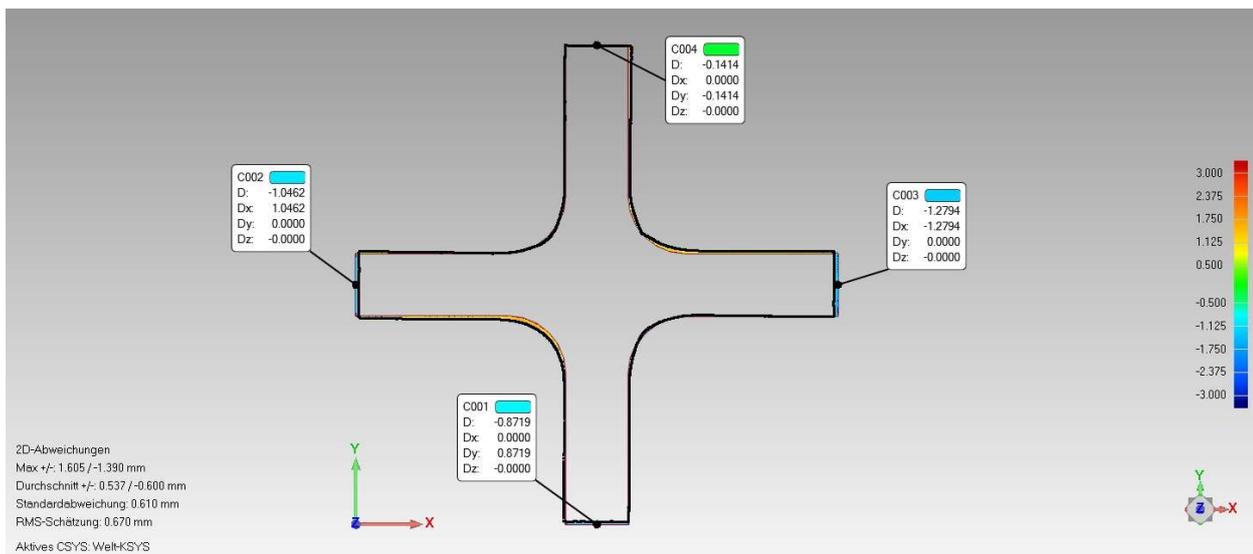


Abb. Anhang 10-30: 2D-Schnitt Abweichung der Schenkel des Prüfkörpers S08

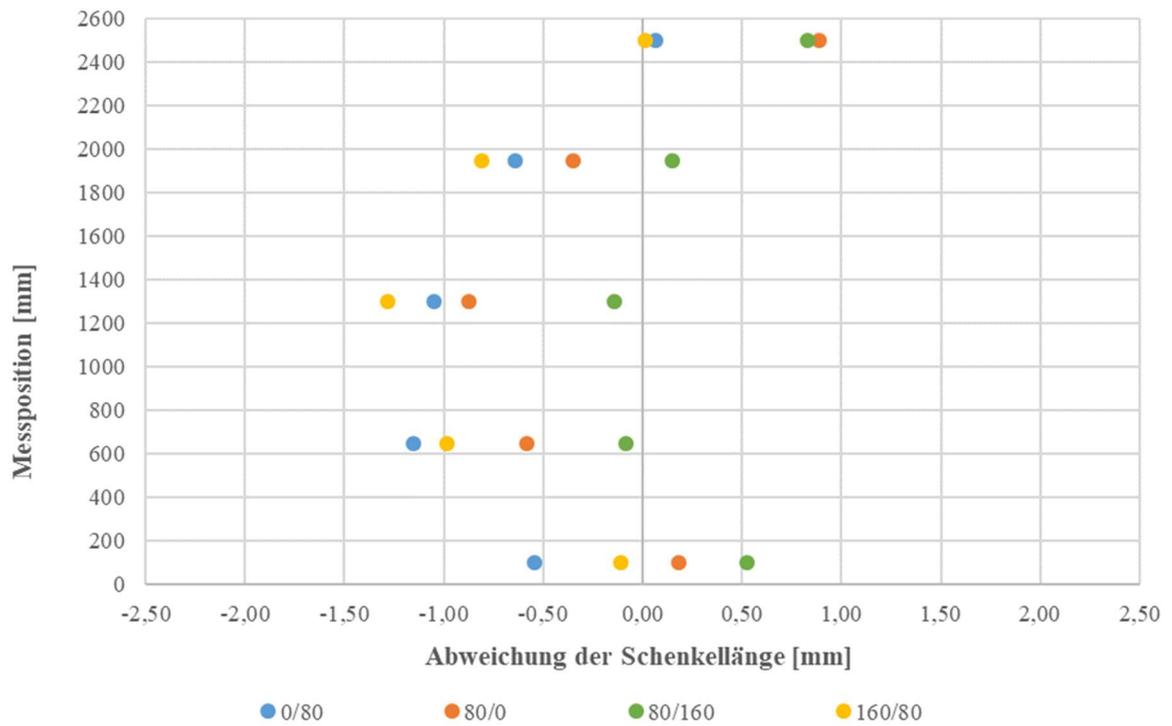


Abb. Anhang 10-31: Abweichung der Schenkellänge des Prüfkörpers S08

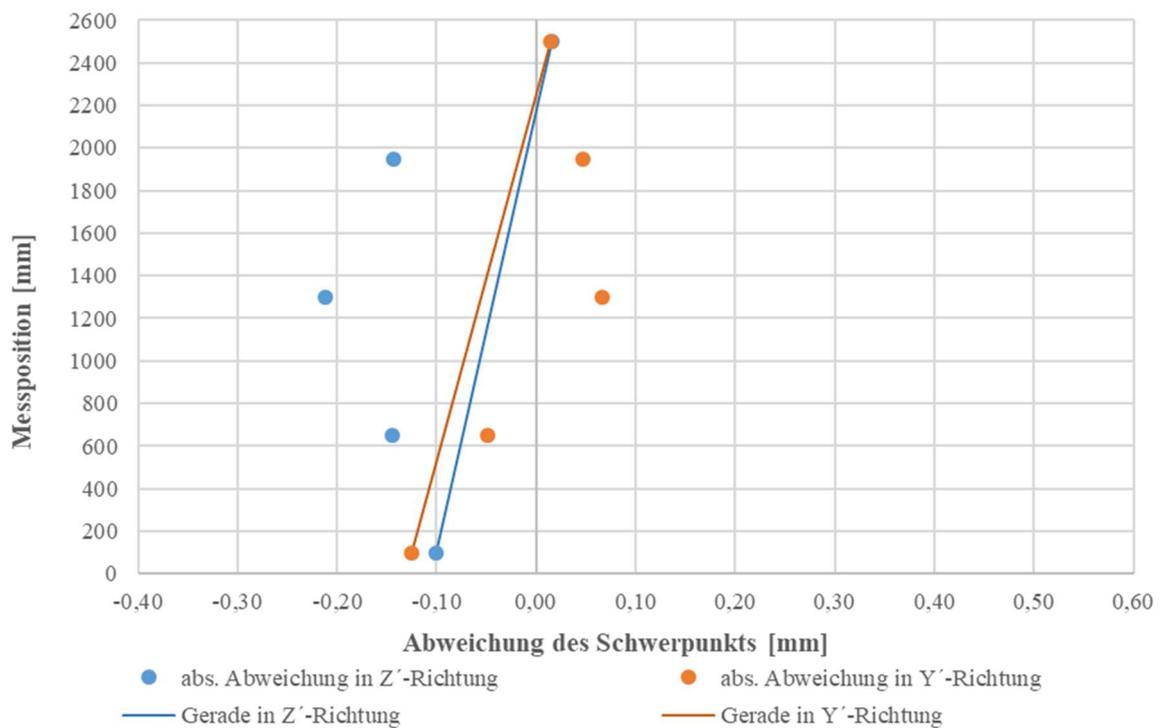


Abb. Anhang 10-32: Abweichung des Schwerpunkts des Prüfkörpers S08

Prüfkörper S09

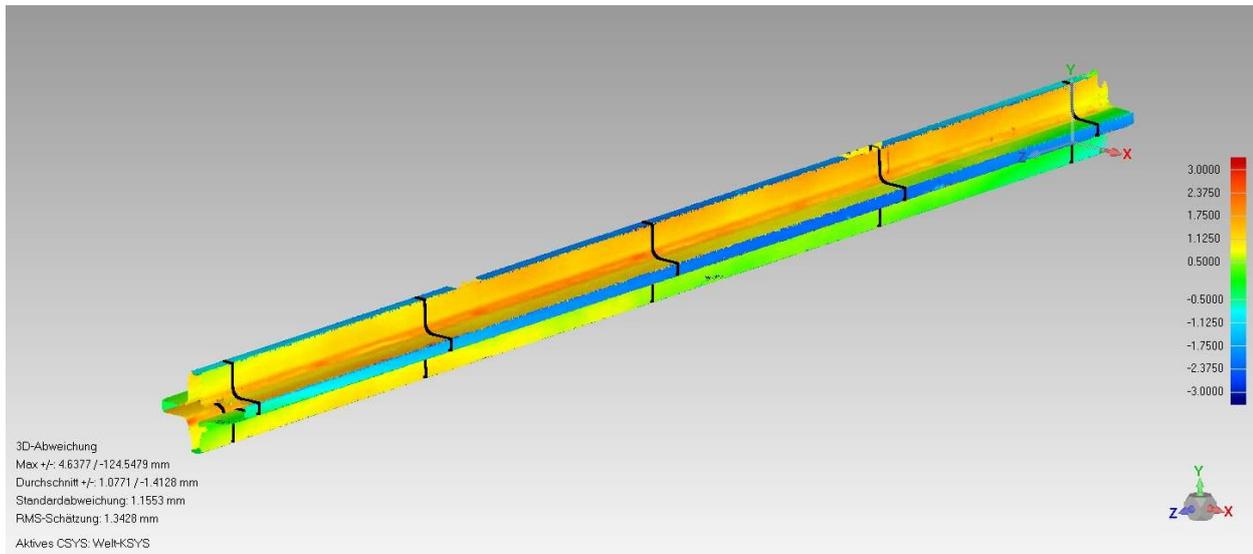


Abb. Anhang 10-33: 3D-Falschfarbendarstellung des Prüfkörpers S09

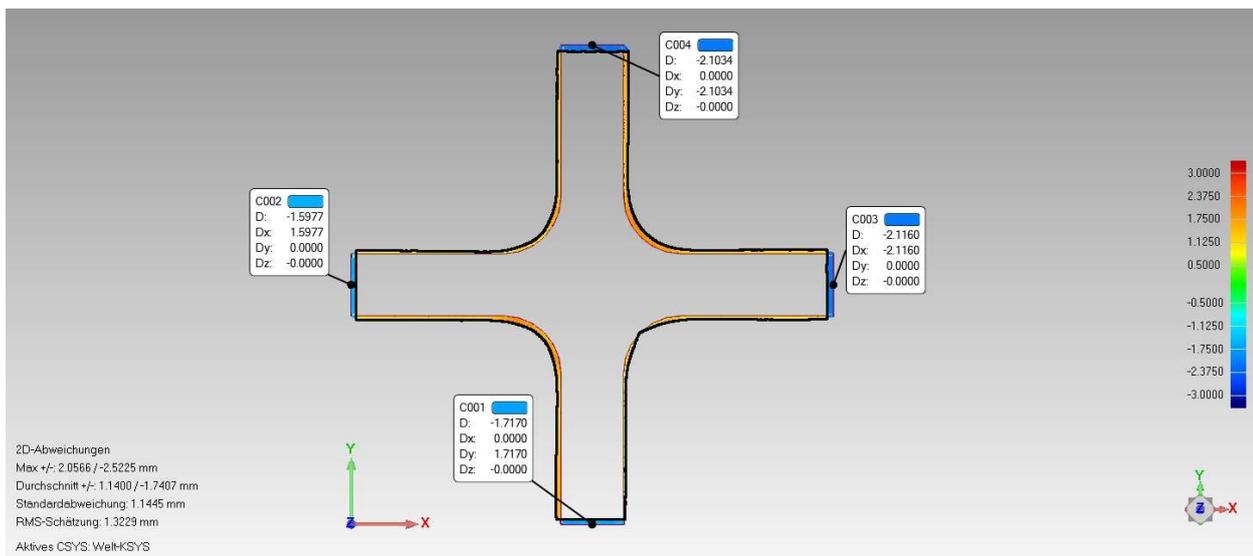


Abb. Anhang 10-34: 2D-Schnitt Abweichung der Schenkel des Prüfkörpers S09

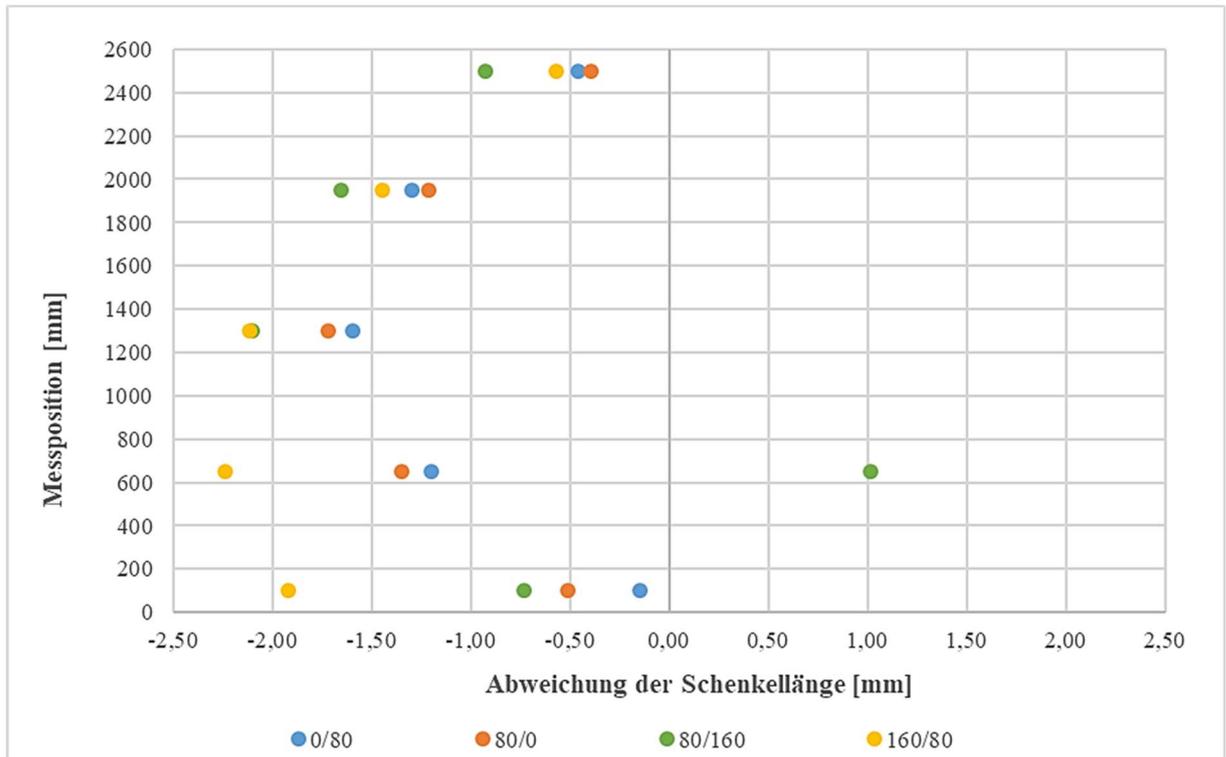


Abb. Anhang 10-35: Abweichung der Schenkellänge des Prüfkörpers S09

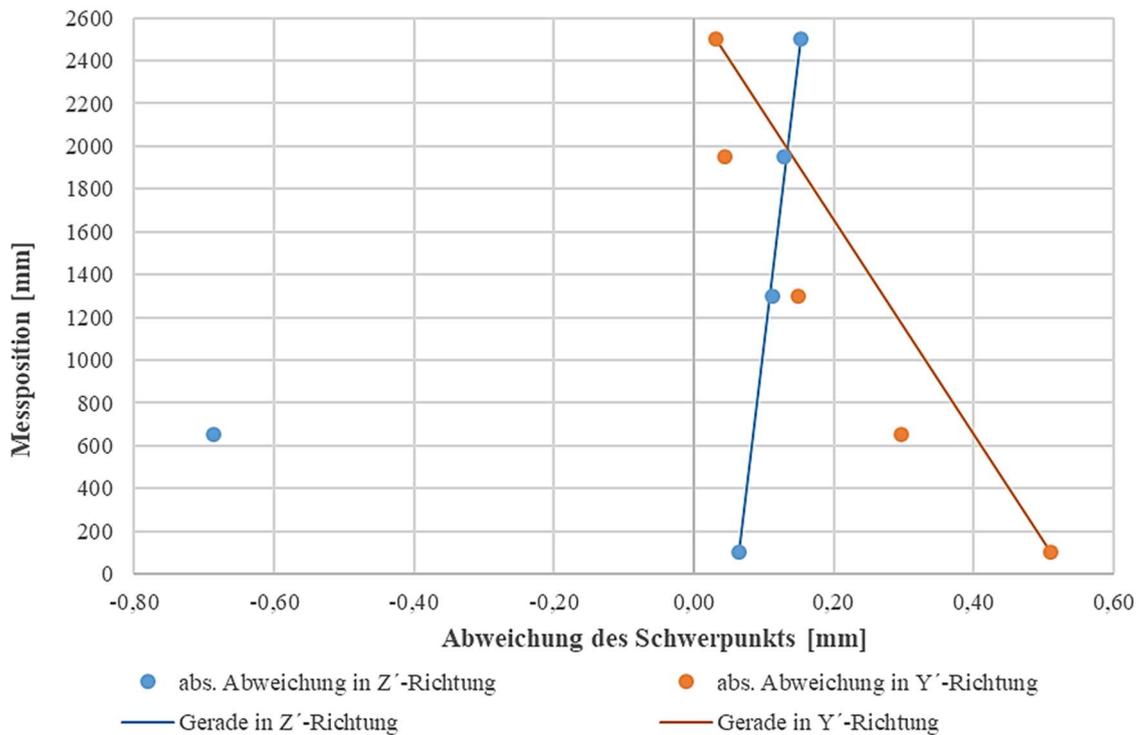


Abb. Anhang 10-36: Abweichung des Schwerpunkts des Prüfkörpers S09

Prüfkörper S10

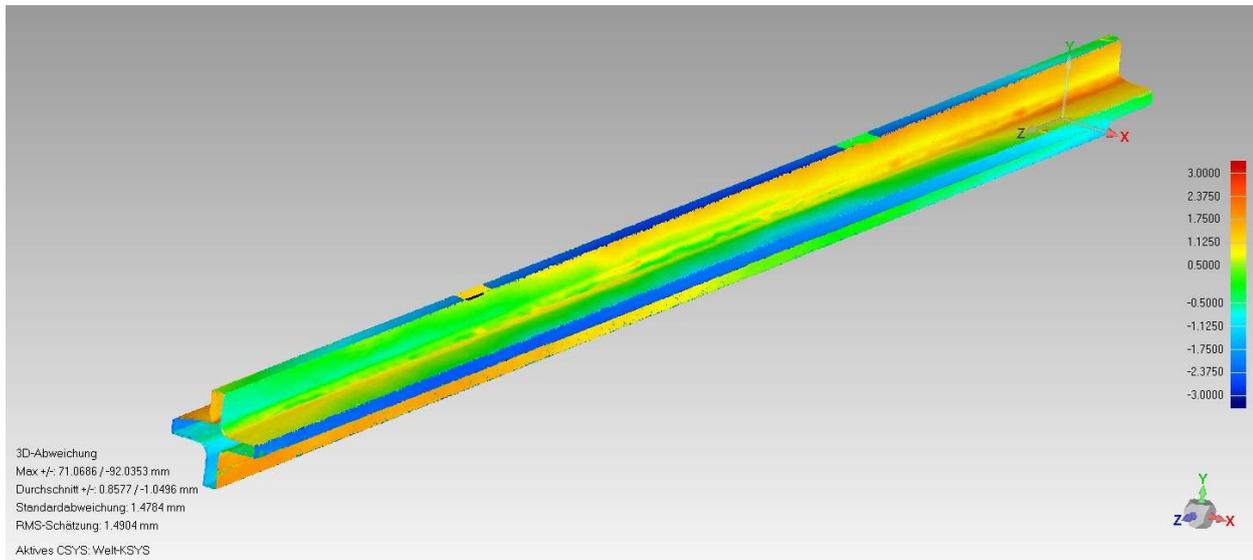


Abb. Anhang 10-37: 3D-Falschfarbendarstellung des Prüfkörpers S10

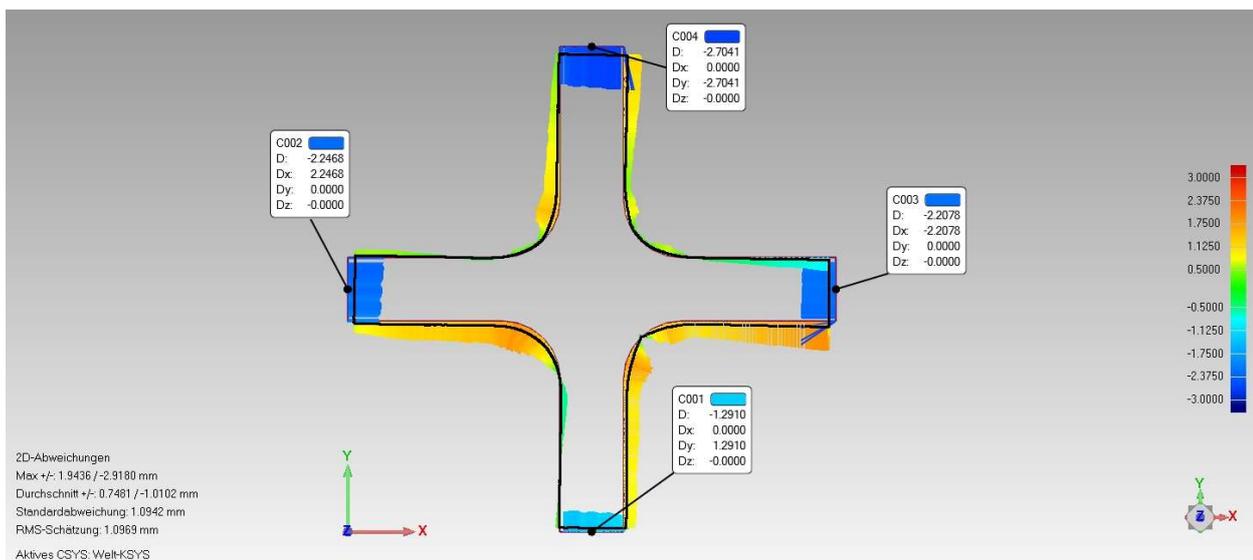


Abb. Anhang 10-38: 2D-Schnitt Abweichung der Schenkel des Prüfkörpers S10

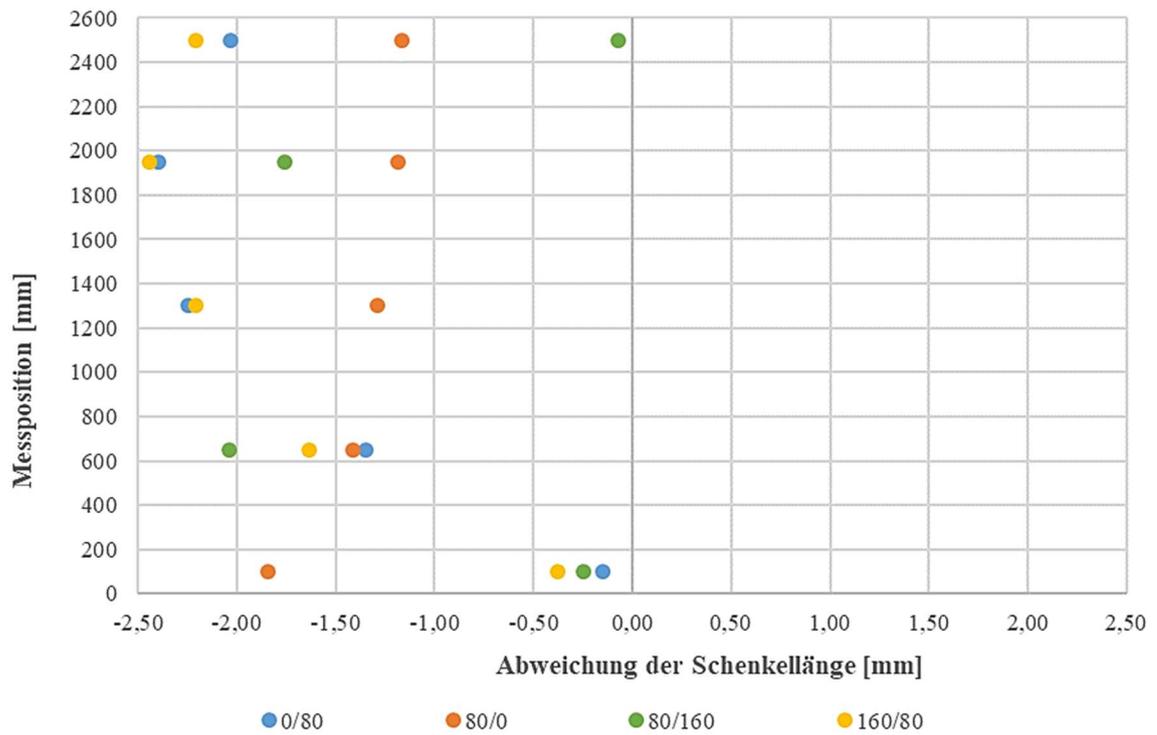


Abb. Anhang 10-39: Abweichung der Schenkellänge des Prüfkörpers S10

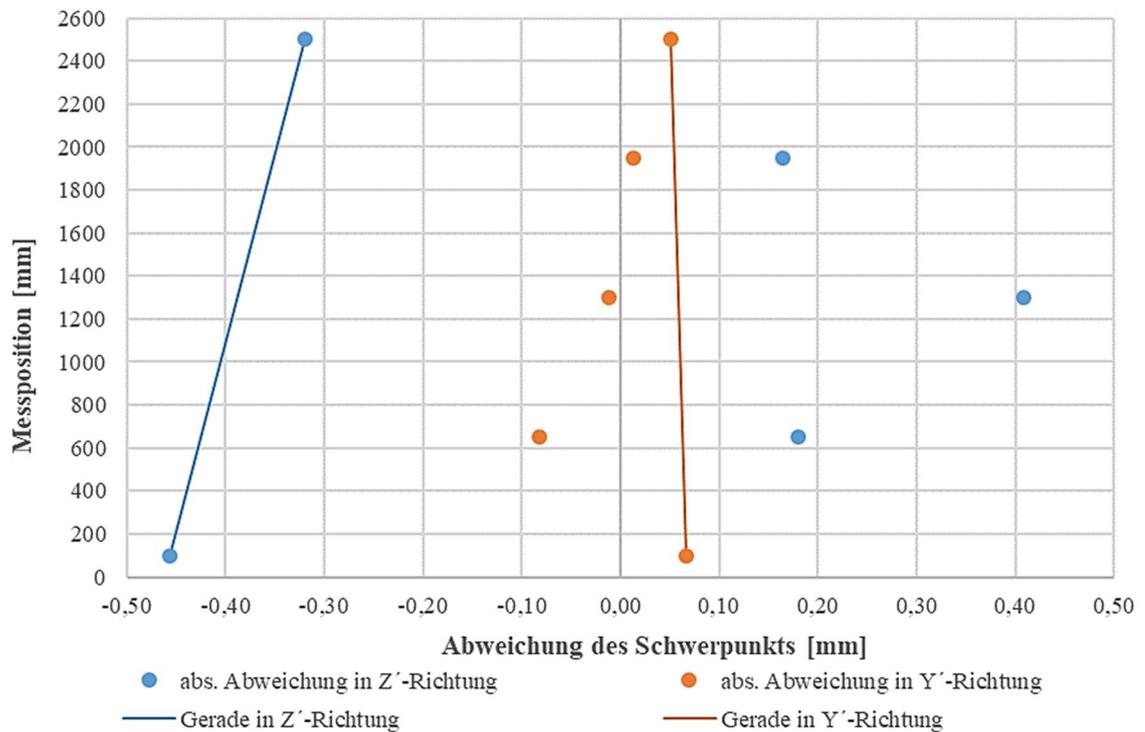


Abb. Anhang 10-40: Abweichung des Schwerpunkts des Prüfkörpers S10

Prüfkörper S11

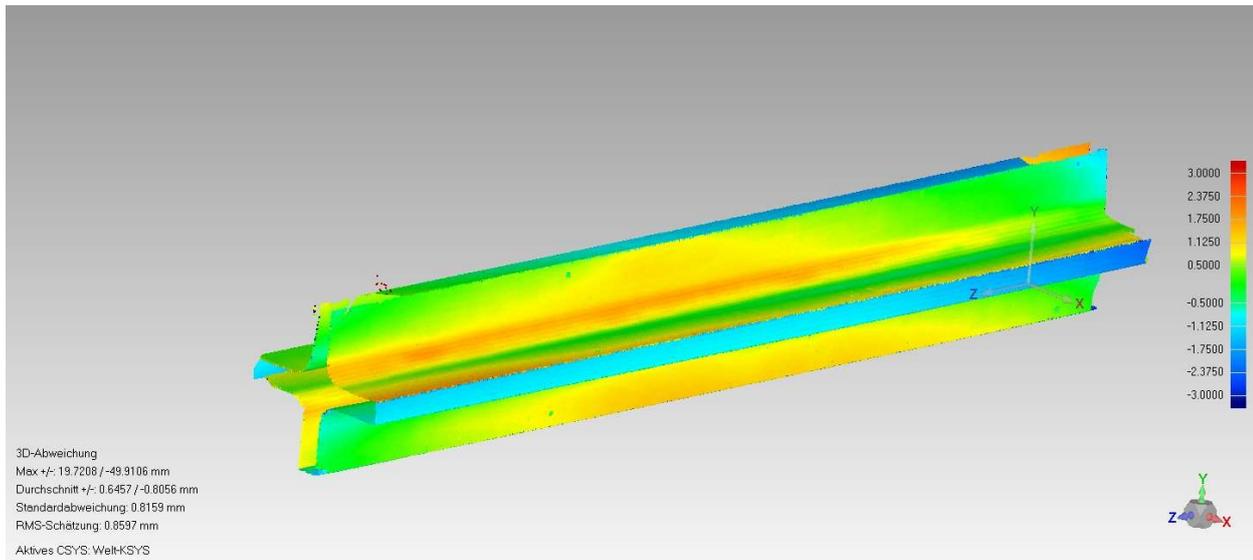


Abb. Anhang 10-41: 3D-Falschfarbendarstellung des Prüfkörpers S11

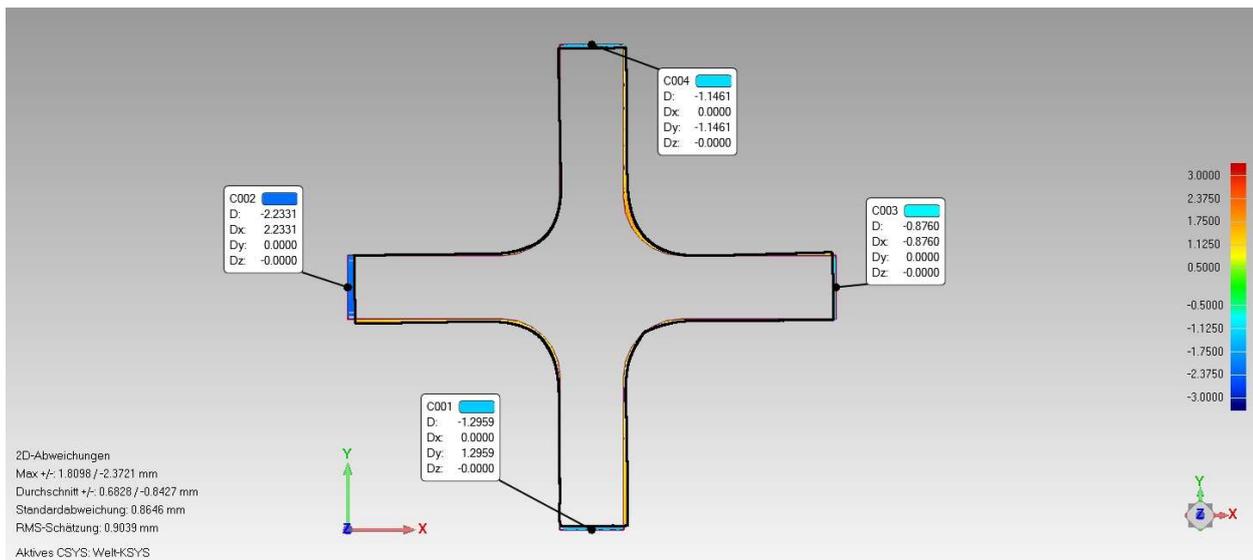


Abb. Anhang 10-42: 2D-Schnitt Abweichung der Schenkel des Prüfkörpers S11

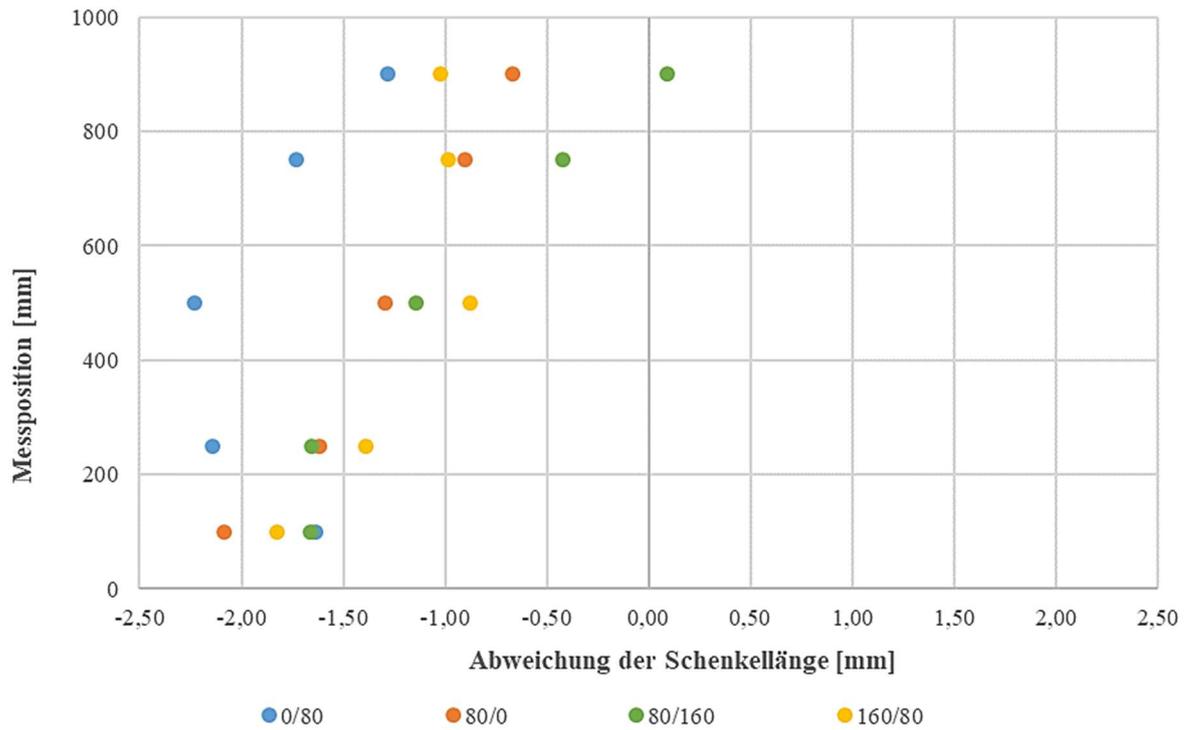


Abb. Anhang 10-43: Abweichung der Schenkellänge des Prüfkörpers S11

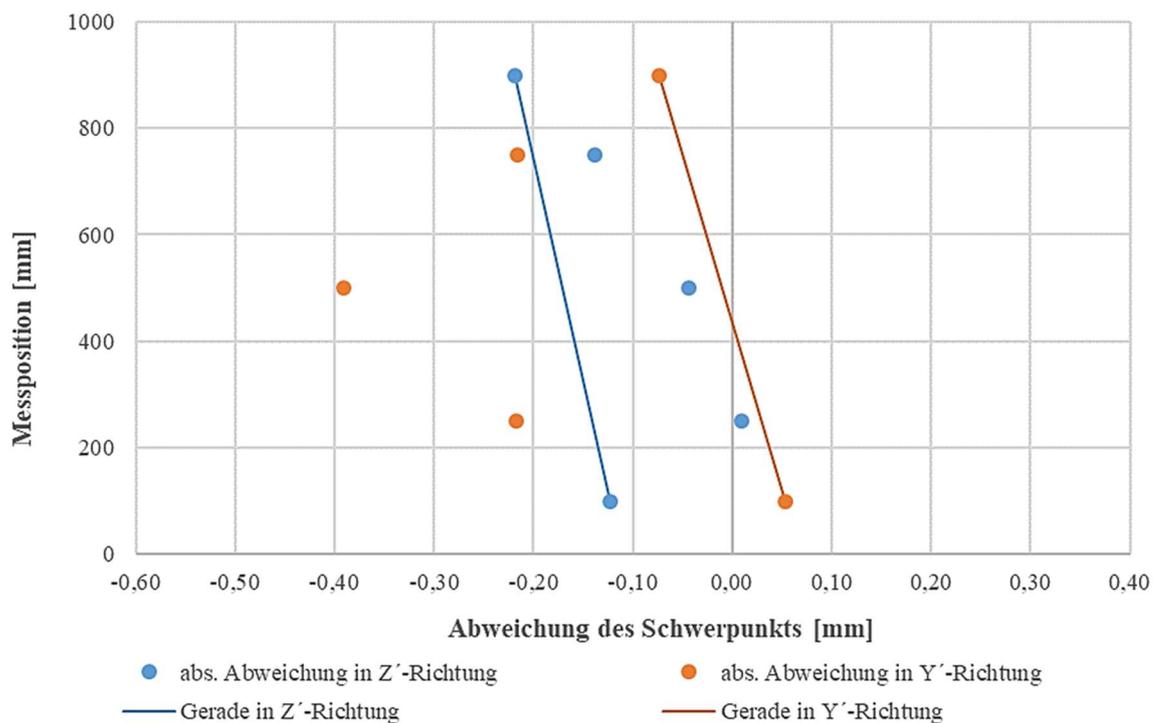


Abb. Anhang 10-44: Abweichung des Schwerpunkts des Prüfkörpers S11

Prüfkörper S12

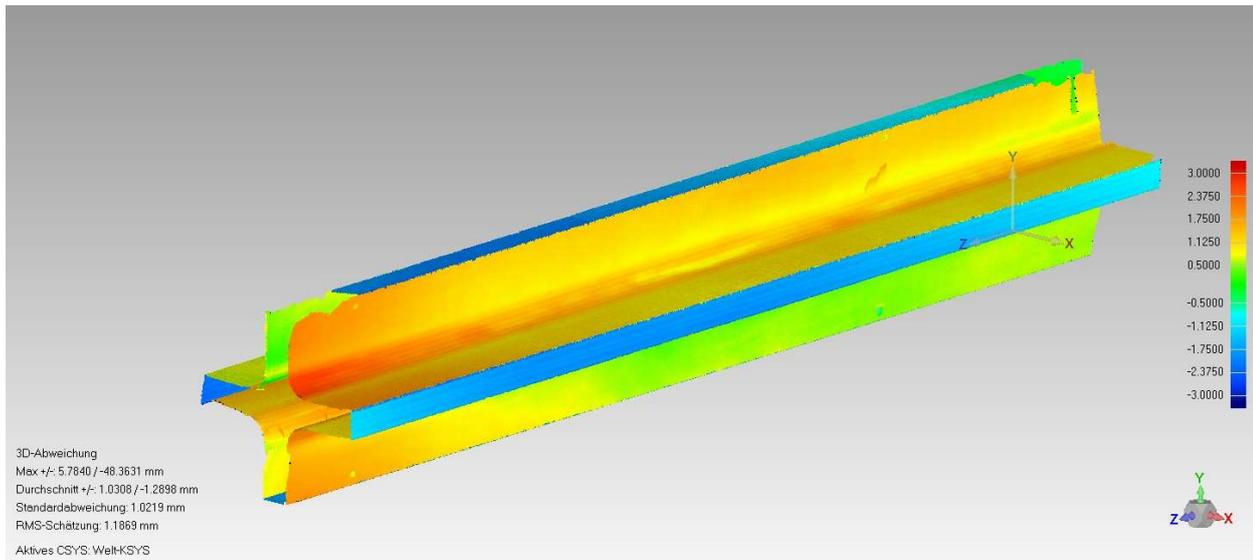


Abb. Anhang 10-45: 3D-Falschfarbendarstellung des Prüfkörpers S12

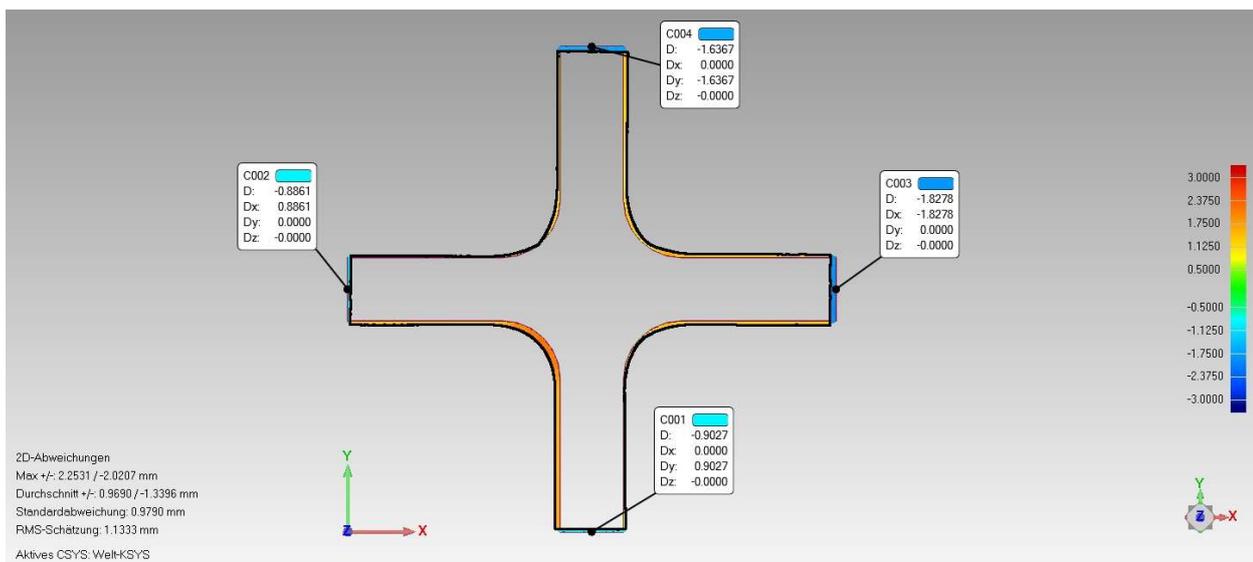


Abb. Anhang 10-46: 2D-Schnitt Abweichung der Schenkel des Prüfkörpers S12

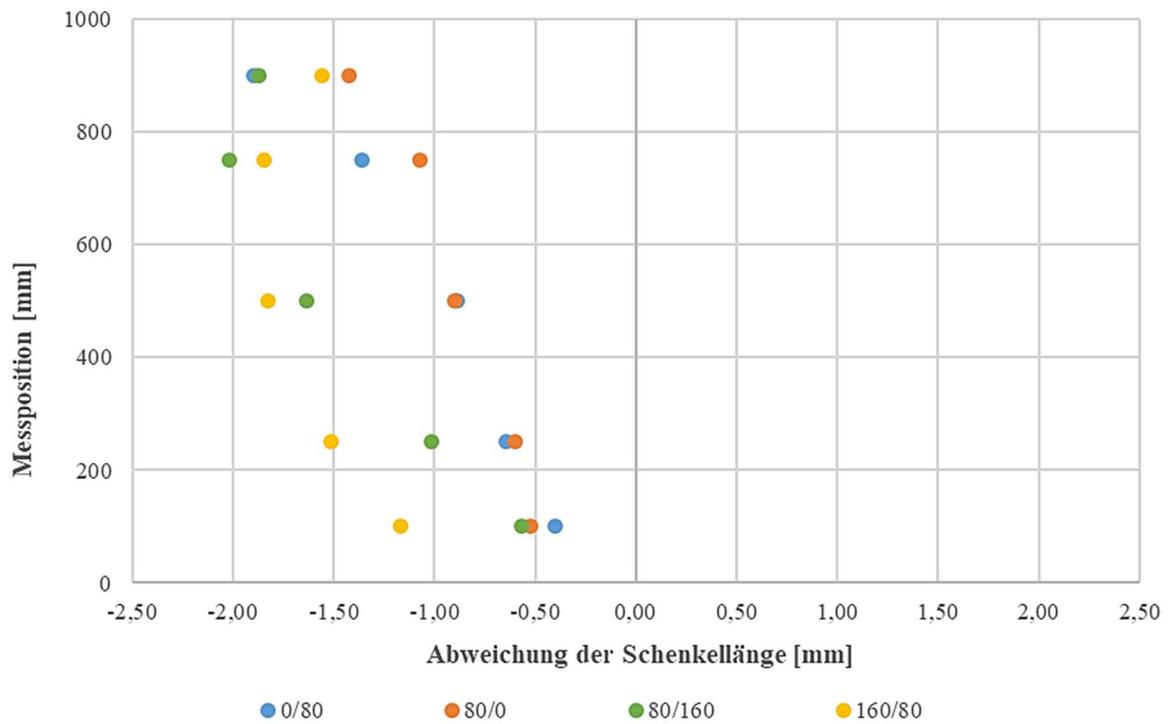


Abb. Anhang 10-47: Abweichung der Schenkellänge des Prüfkörpers S12

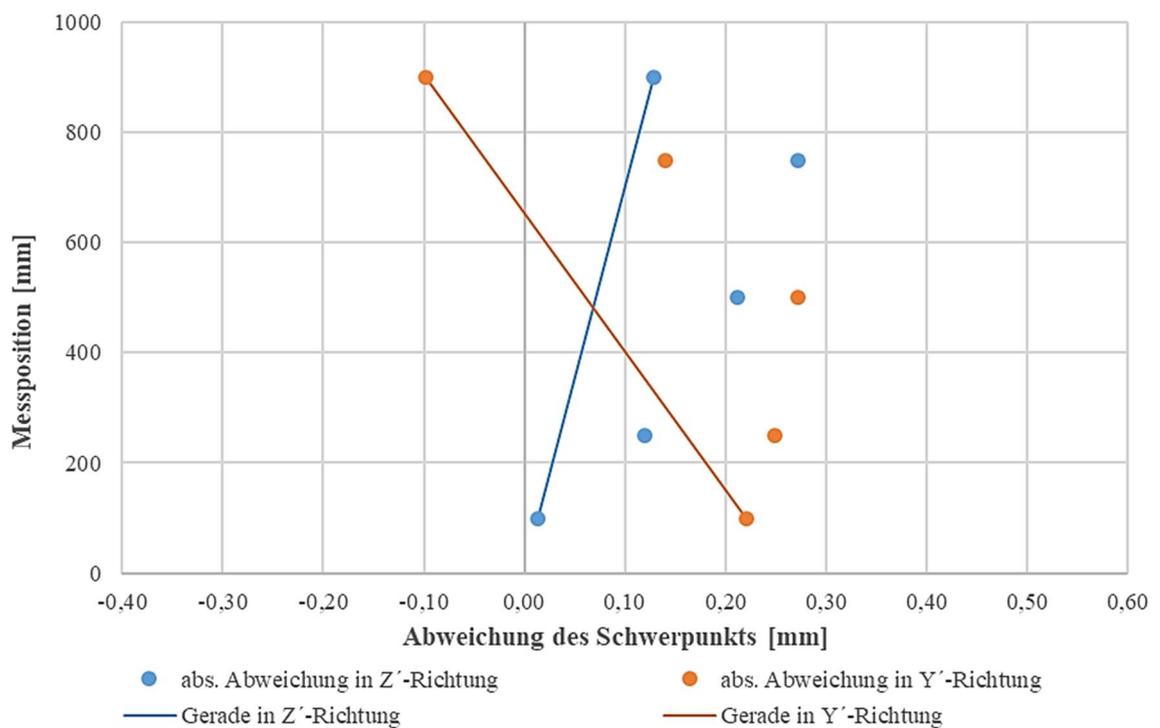


Abb. Anhang 10-48: Abweichung des Schwerpunkts des Prüfkörpers S12

Prüfkörper S13

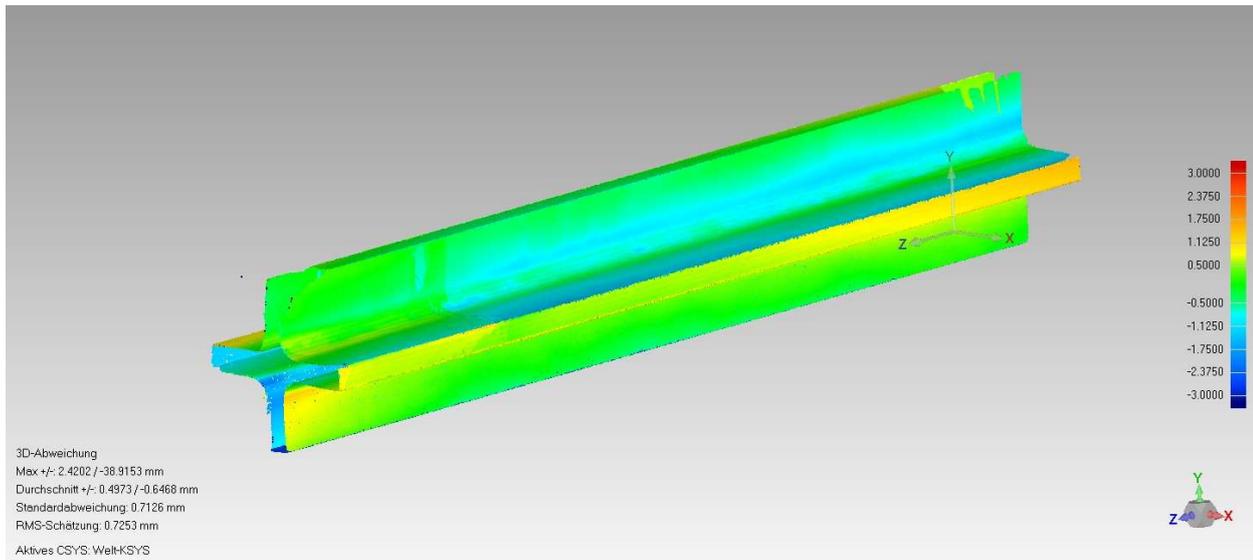


Abb. Anhang 10-49: 3D-Falschfarbendarstellung des Prüfkörpers S13

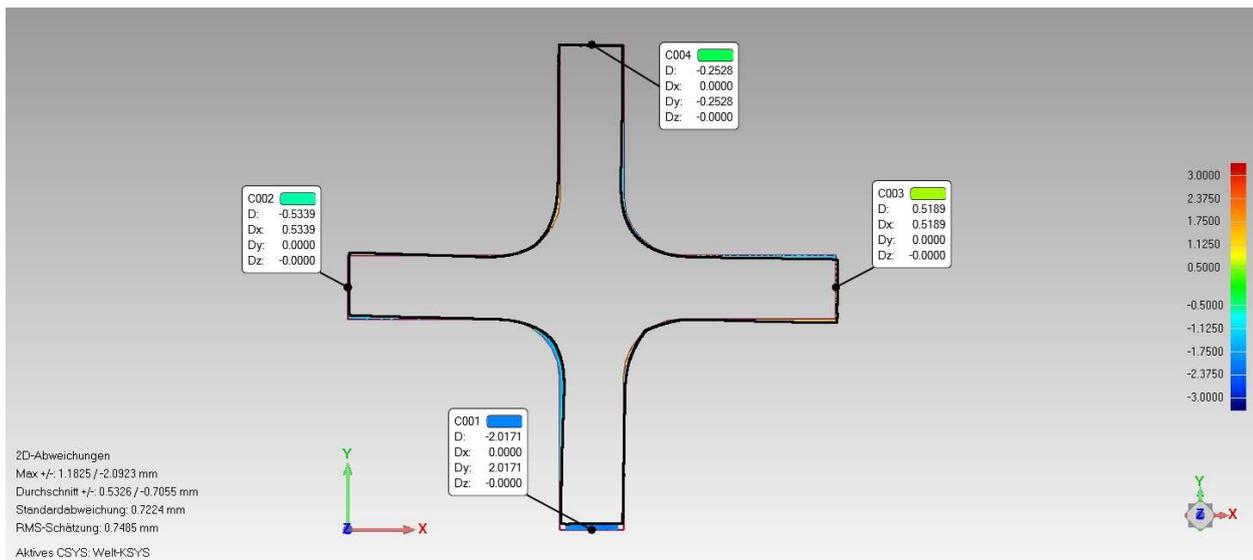


Abb. Anhang 10-50: 2D-Schnitt Abweichung der Schenkel des Prüfkörpers S13

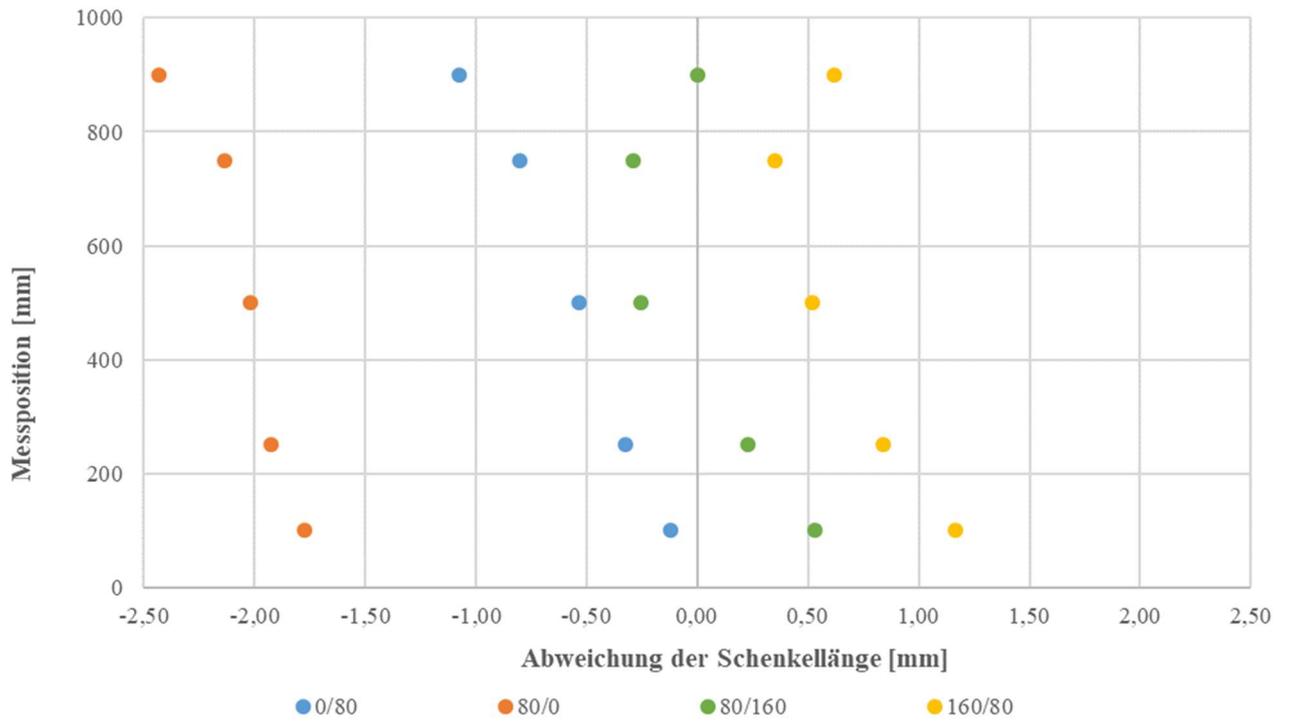


Abb. Anhang 10-51: Abweichung der Schenkellänge des Prüfkörpers S13

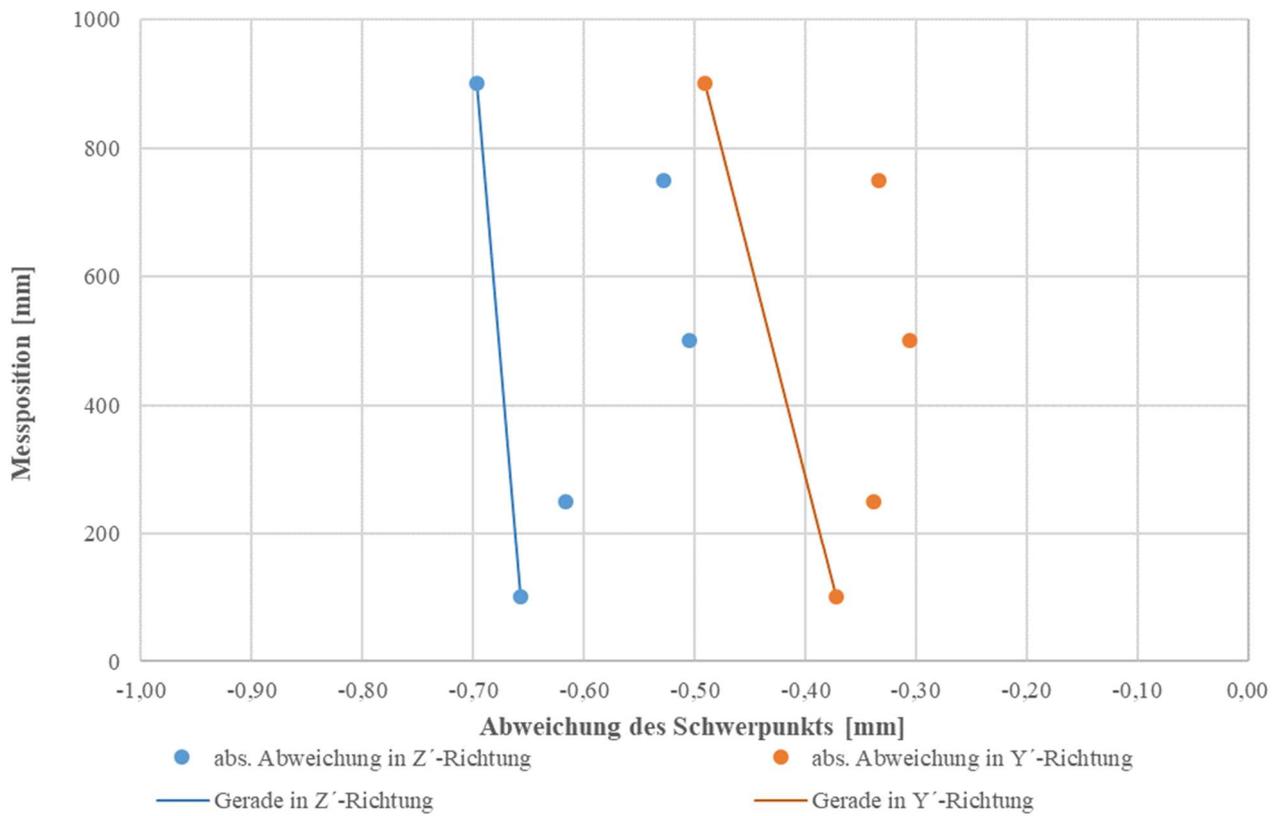


Abb. Anhang 10-52: Abweichung des Schwerpunkts des Prüfkörpers S13

B-2 Stabilitätsprüfung

B-2.1 Querschnittsabmessungen

Tab. Anhang B-2.1: Querschnittsabmessungen

Nr.	Anfang [mm]		Mitte [mm]		Ende [mm]		Gewicht [kg]
	Y	Z	Y	Z	Y	Z	
S01-22-24-30-25	160,38	160,53	158,66	158,32	159,72	159,47	10,410
S02-27-23-26-29	160,62	160,12	158,75	158,52	159,72	159,60	8,180
S03-13-15-11-12	157,39	159,18	155,93	156,56	156,62	157,68	10,596
S04-19-20-17-18	159,66	159,05	159,83	158,62	161,58	160,15	7,924
S05-32-10-33-31	159,58	161,56	158,78	159,77	160,03	159,62	8,004
S06-36-37-35-34	158,75	159,28	158,27	156,89	160,10	158,29	10,270
S07-09-08-02-04	161,48	160,48	159,50	157,73	161,74	159,54	12,468
S08-06-07-05-21	161,14	160,06	159,50	158,26	162,12	160,70	12,730
S09-43-44-41-38	159,39	158,63	156,26	156,54	159,10	159,71	12,940
S10-01-03-42-42	159,25	156,27	156,15	155,74	158,14	160,07	12,694
S11-01-03-42-40	160,11	158,21	157,68	156,75	156,43	156,53	4,888
S12-43-44-41-38	159,48	159,10	157,70	157,32	156,82	156,85	4,998
S13-09-08-02-04	159,20	161,66	158,05	160,25	157,56	159,79	4,750

B-2.2 Prüfprotokoll

Tab. Anhang B-2.2: Prüfprotokoll

Nr.	Länge [mm]	Datum	N _{max} [kN]	v _{Prüf} [mm/min]	N _{Hysterese} [kN]	Bruch (von unten gem.) [mm]
S01	2100	10.04.2019	111,6	1,2	100,0	1150,0
S02	1600	10.04.2019	157,1	0,8	150,0	680,0
S03	2101	10.04.2019	119,8	1,2	100,0	1060,0
S04	1600	10.04.2019	158,6	1,2	150,0	810,0
S05	1600	10.04.2019	157,1	1,2	150,0	740,0
S06	2100	09.04.2019	110,0	0,6	100,0	1060,0
S07	2600	09.04.2019	77,6	1,2	77,0	-
S08	2600	09.04.2019	80,0	1,2	77,0	-
S09	2600	08.04.2019	81,3	0,4	-	930,0
S10	2600	09.04.2019	75,2	1,2	-	-
S11	1000	11.04.2019	177,4	1,2	210	510
S12	1000	11.04.2019	192,6	1,2	210	490
S13	1000	11.04.2019	188,6	1,2	210	380

B-2.3 Kraft Verformungs-Diagramm

Prüfkörper S01

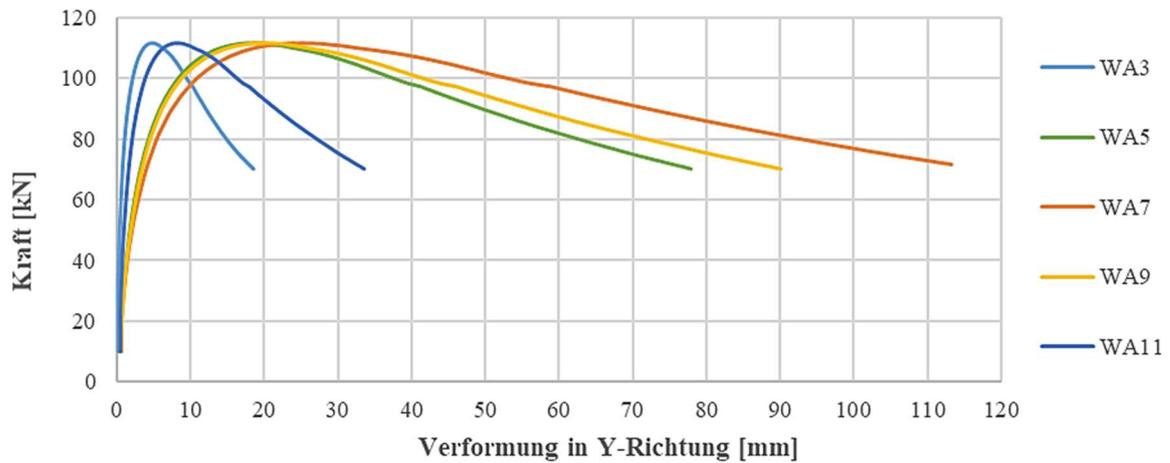


Abb. Anhang 10-53: Kraft Verformung in Y-Richtung des Prüfkörpers S01

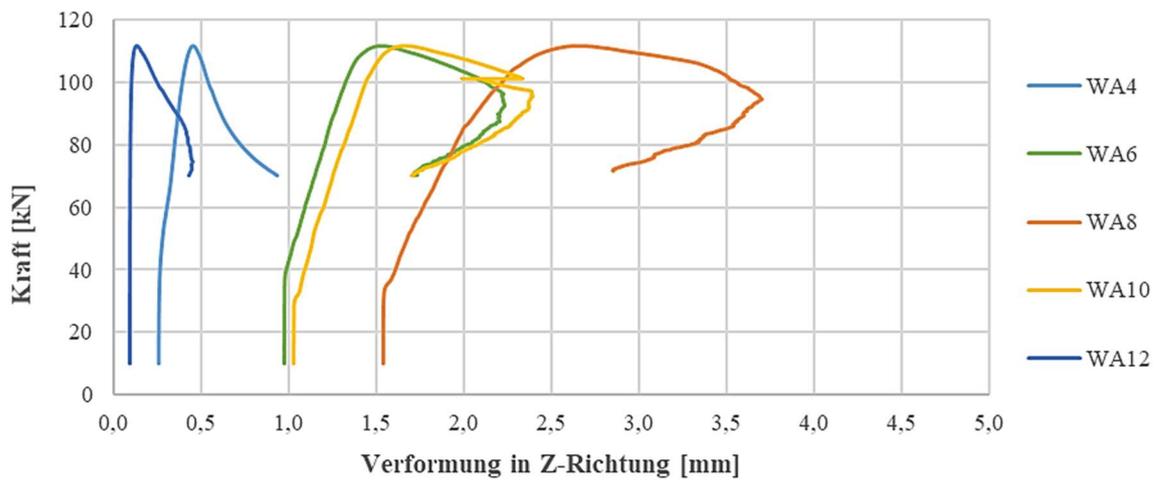


Abb. Anhang 10-54: Kraft Verformung in Z-Richtung des Prüfkörpers S01

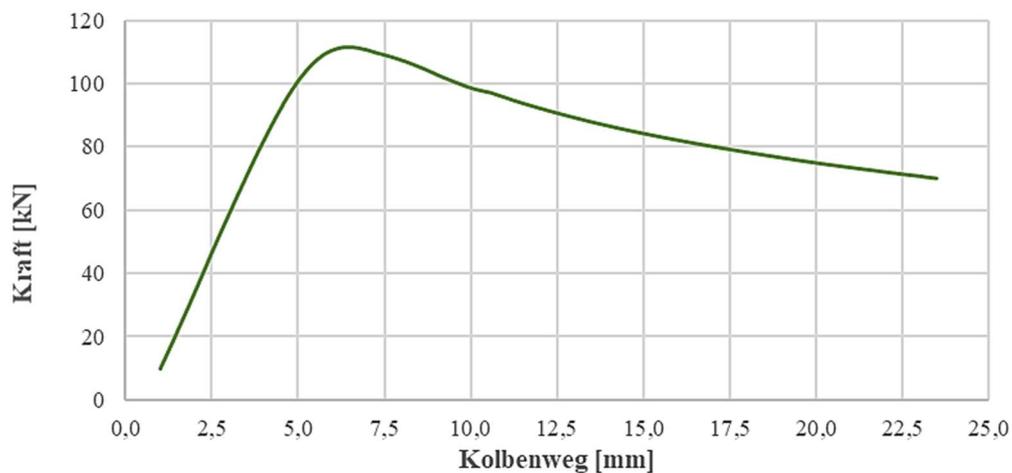


Abb. Anhang 10-55: Kraft Verformung in X-Richtung des Prüfkörpers S01

Prüfkörper S02

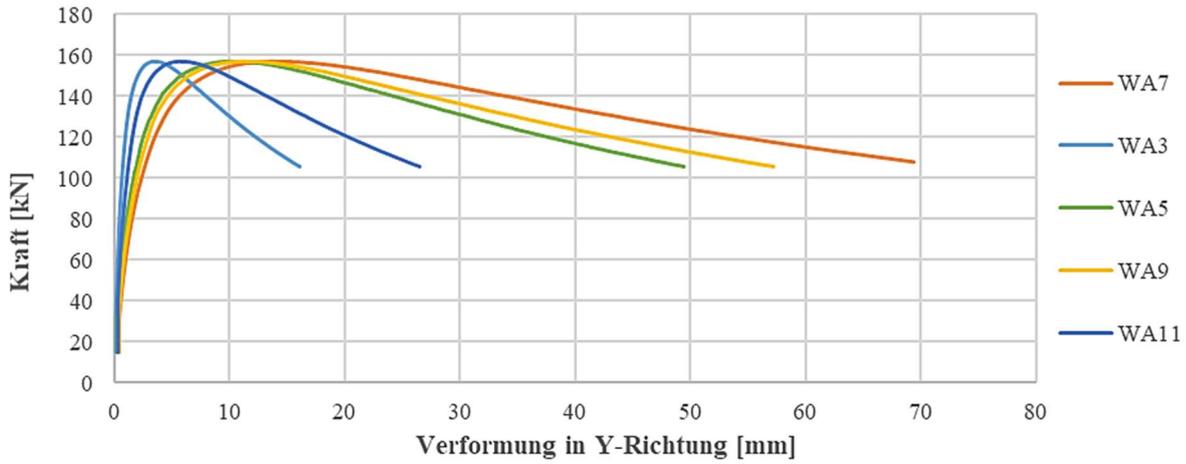


Abb. Anhang 10-56: Kraft Verformung in Y-Richtung des Prüfkörpers S02

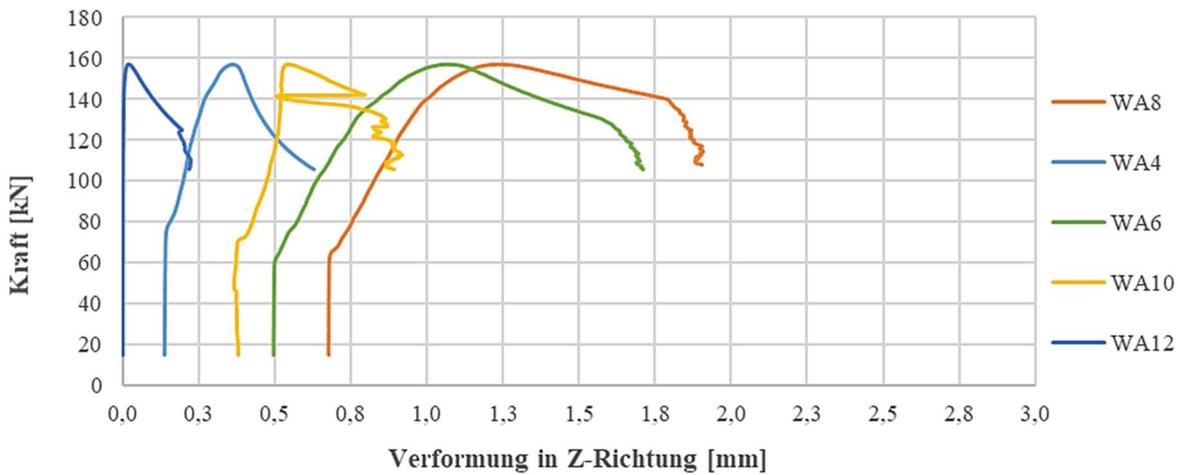


Abb. Anhang 10-57: Kraft Verformung in Z-Richtung des Prüfkörpers S02

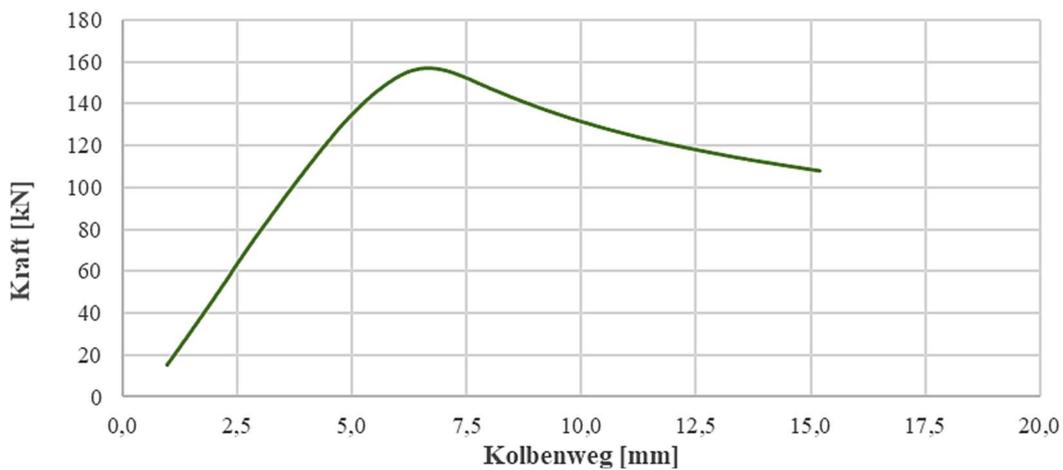


Abb. Anhang 10-58: Kraft Verformung in X-Richtung des Prüfkörpers S02

Prüfkörper S03

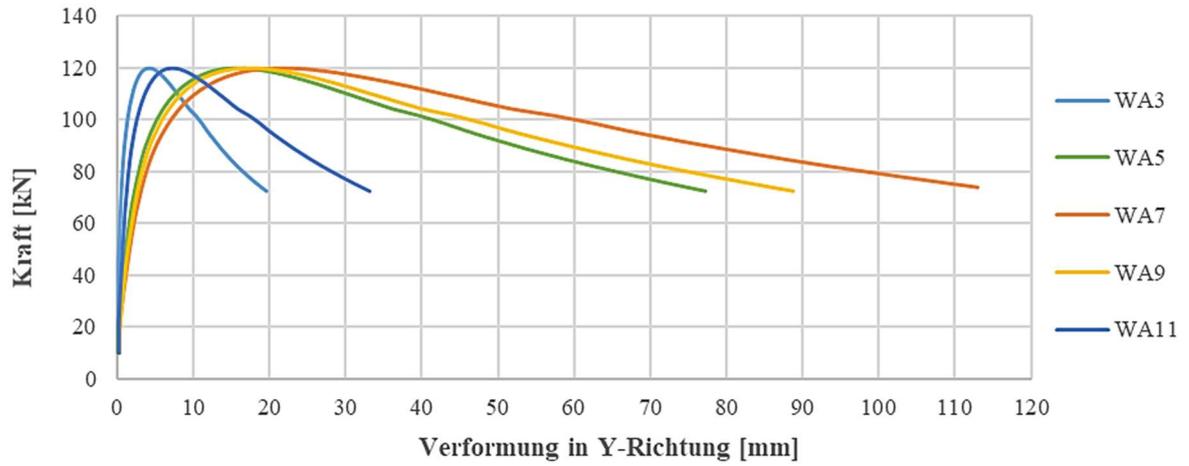


Abb. Anhang 10-59: Kraft Verformung in Y-Richtung des Prüfkörpers S03

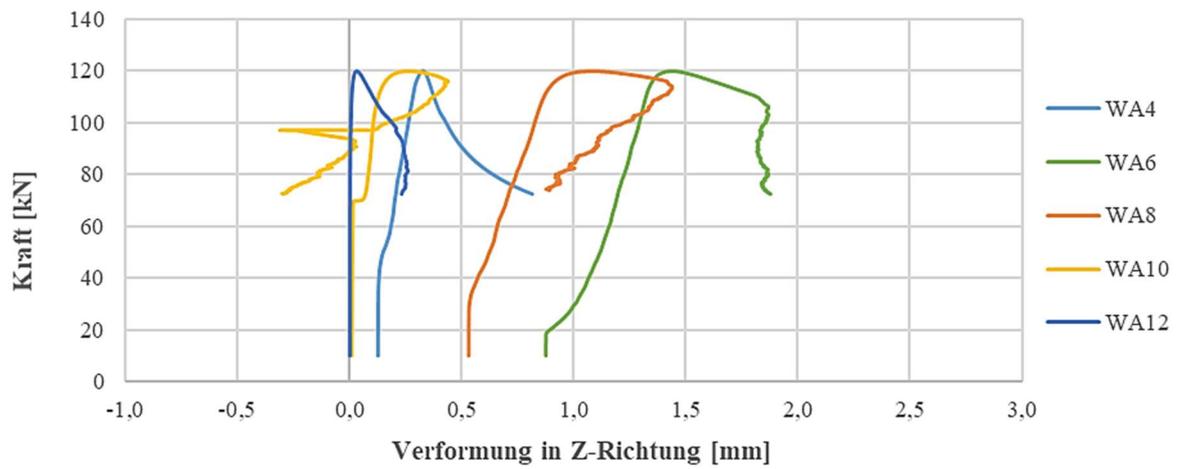


Abb. Anhang 10-60: Kraft Verformung in Z-Richtung des Prüfkörpers S03

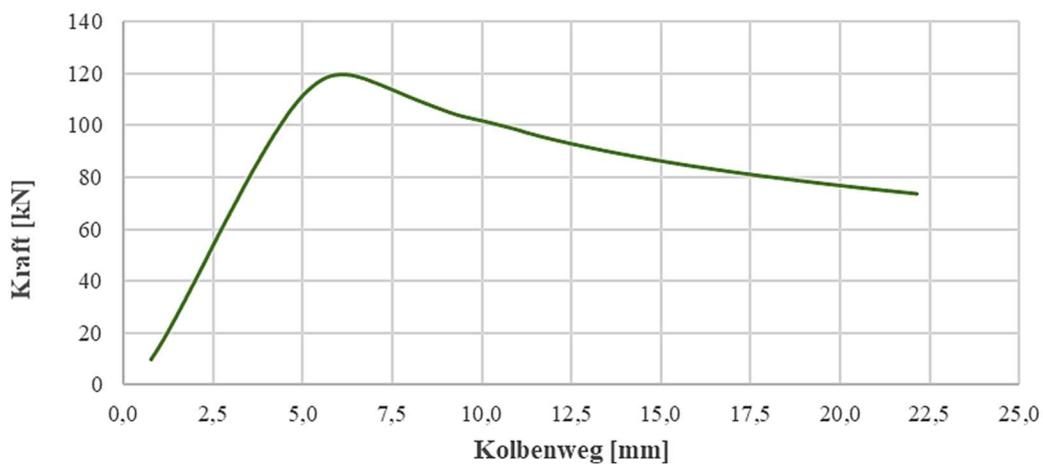


Abb. Anhang 10-61: Kraft Verformung in X-Richtung des Prüfkörpers S03

Prüfkörper S04

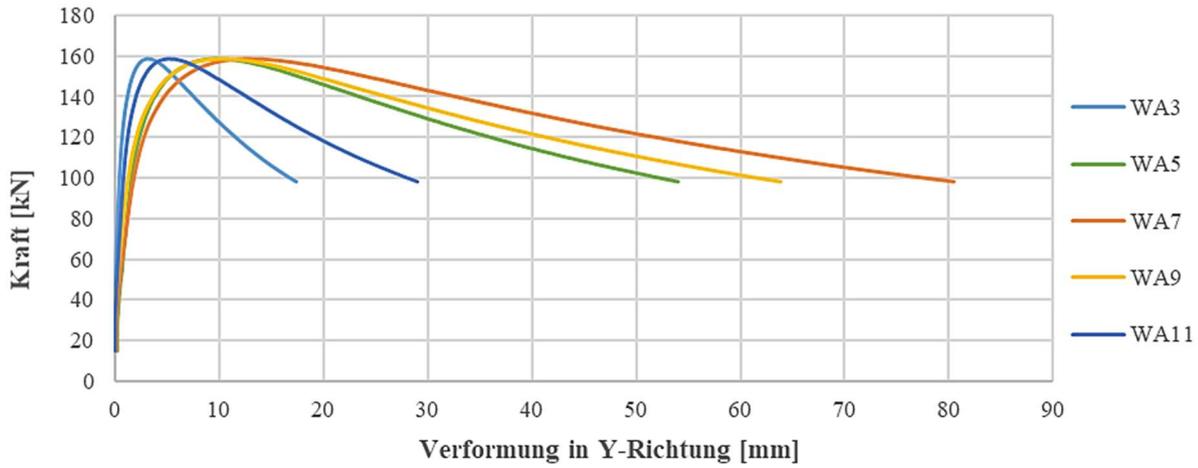


Abb. Anhang 10-62: Kraft Verformung in Y-Richtung des Prüfkörpers S04

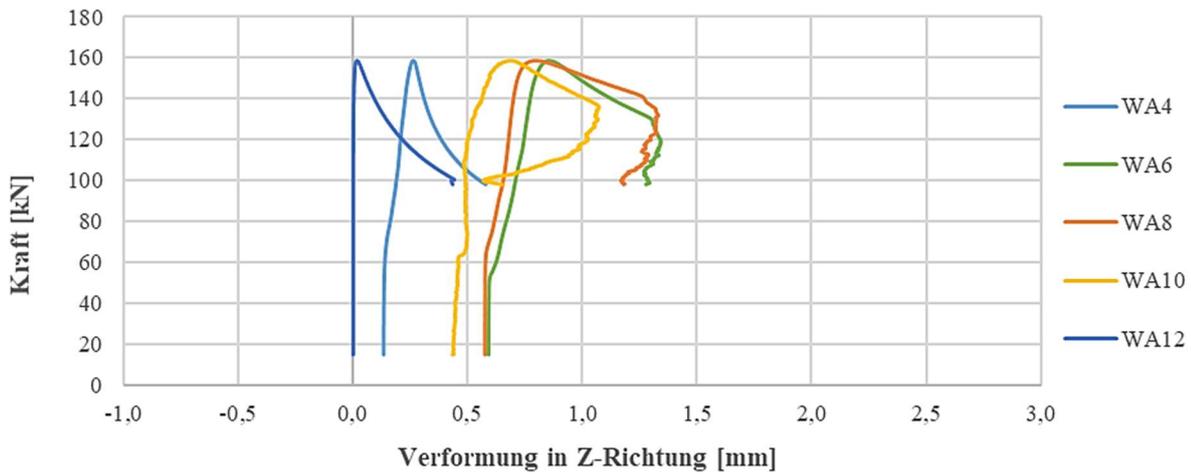


Abb. Anhang 10-63: Kraft Verformung in Z-Richtung des Prüfkörpers S04

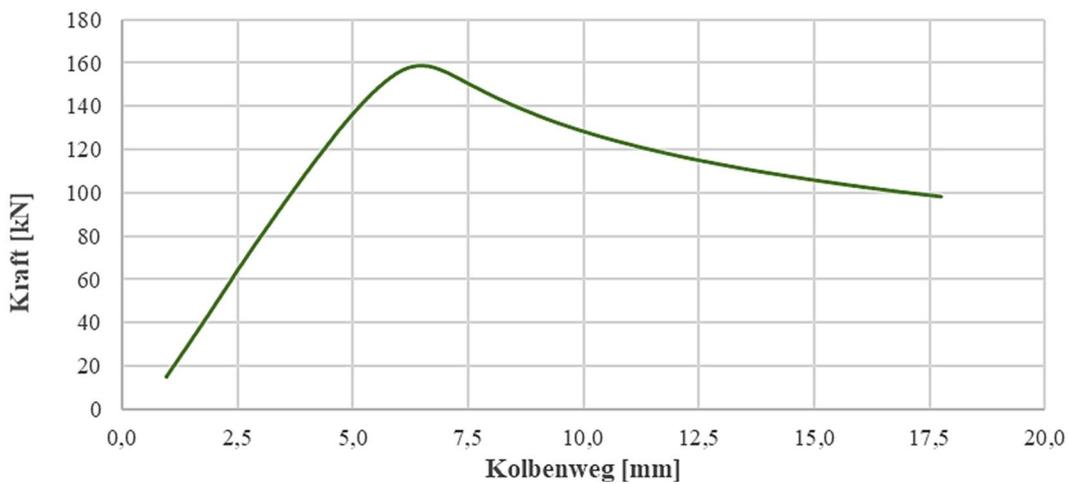


Abb. Anhang 10-64: Kraft Verformung in X-Richtung des Prüfkörpers S04

Prüfkörper S05

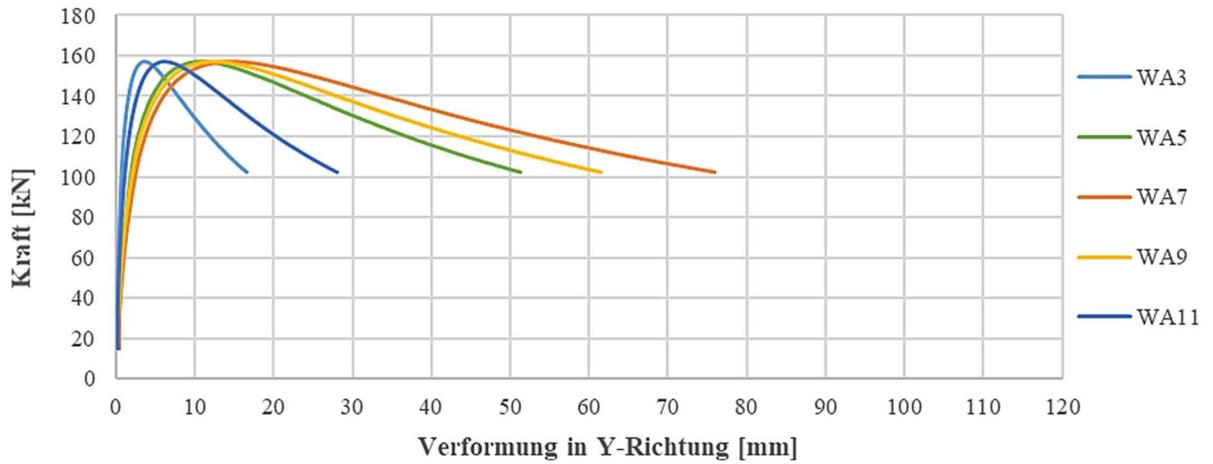


Abb. Anhang 10-65: Kraft Verformung in Y-Richtung des Prüfkörpers S05

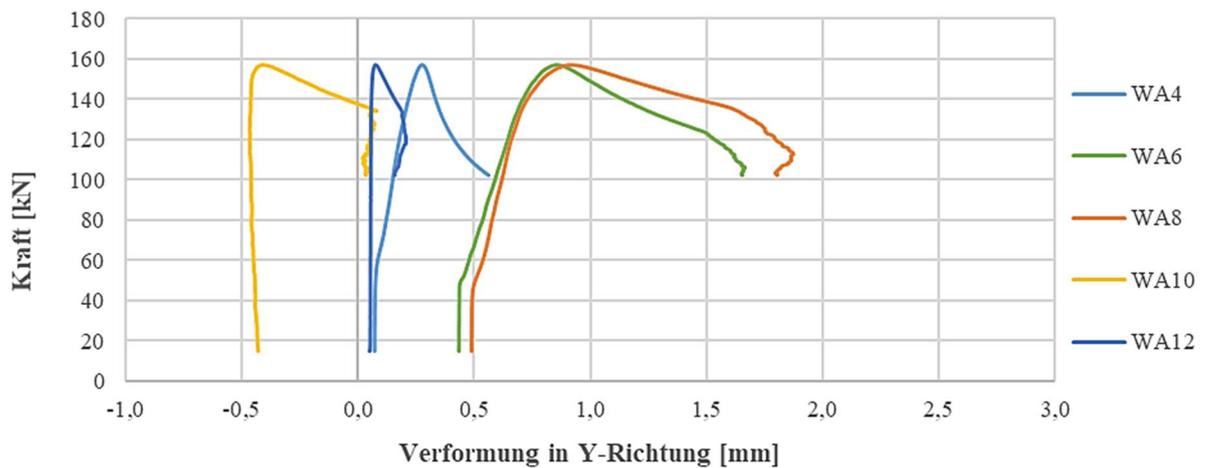


Abb. Anhang 10-66: Kraft Verformung in Z-Richtung des Prüfkörpers S05

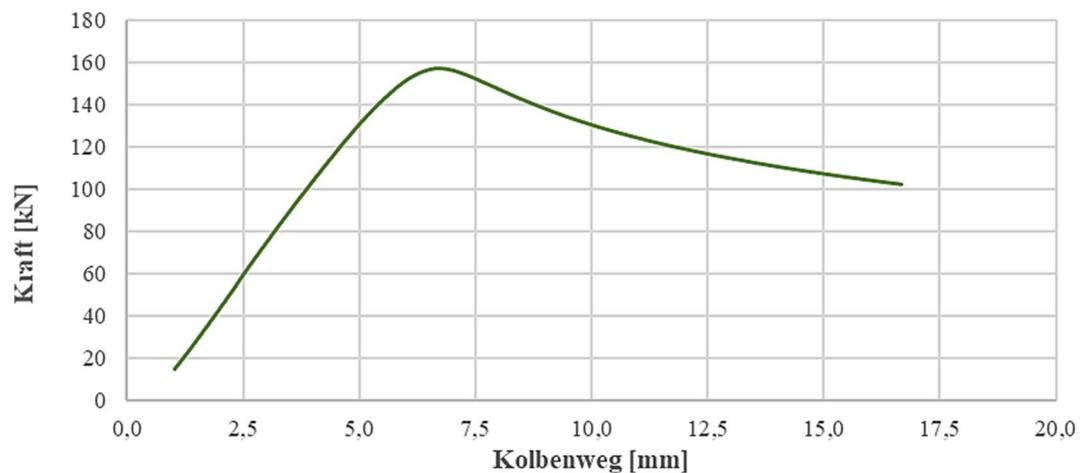


Abb. Anhang 10-67: Kraft Verformung in X-Richtung des Prüfkörpers S05

Prüfkörper S06

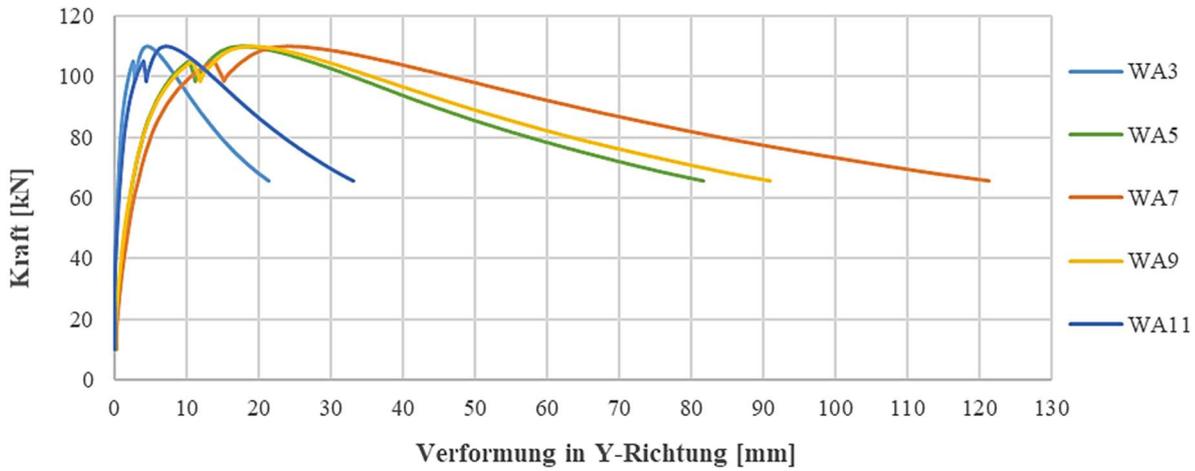


Abb. Anhang 10-68: Kraft Verformung in Y-Richtung des Prüfkörpers S06

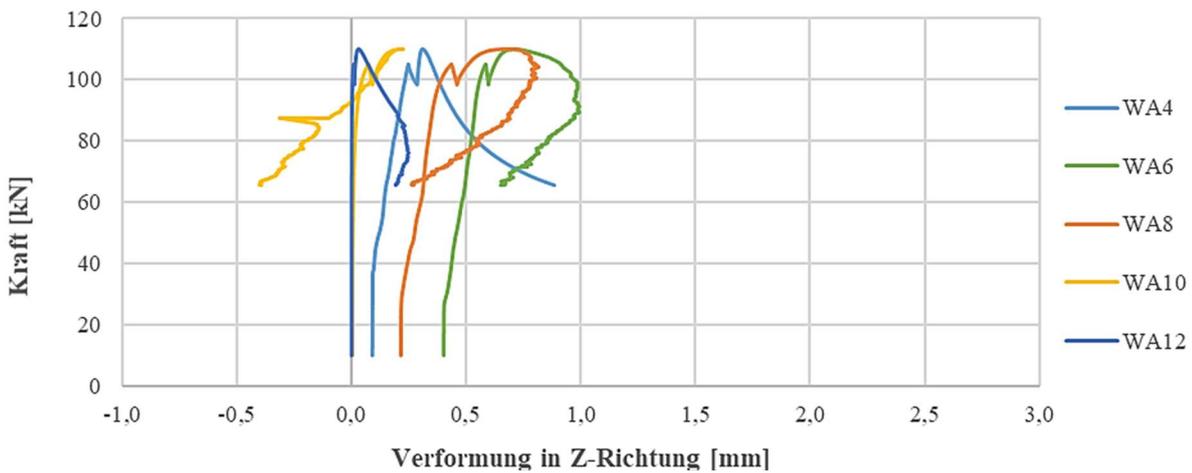


Abb. Anhang 10-69: Kraft Verformung in Z-Richtung des Prüfkörpers S06

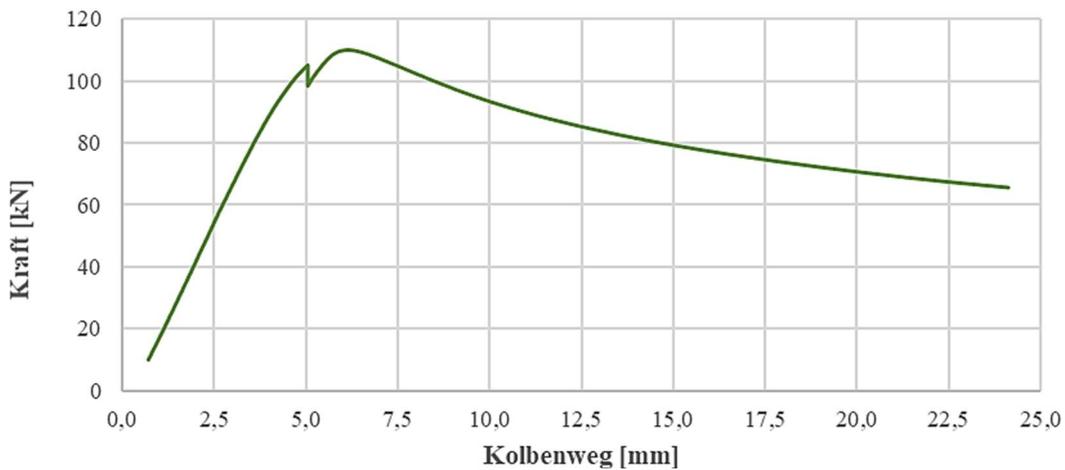


Abb. Anhang 10-70: Kraft Verformung in X-Richtung des Prüfkörpers S06

Prüfkörper S07

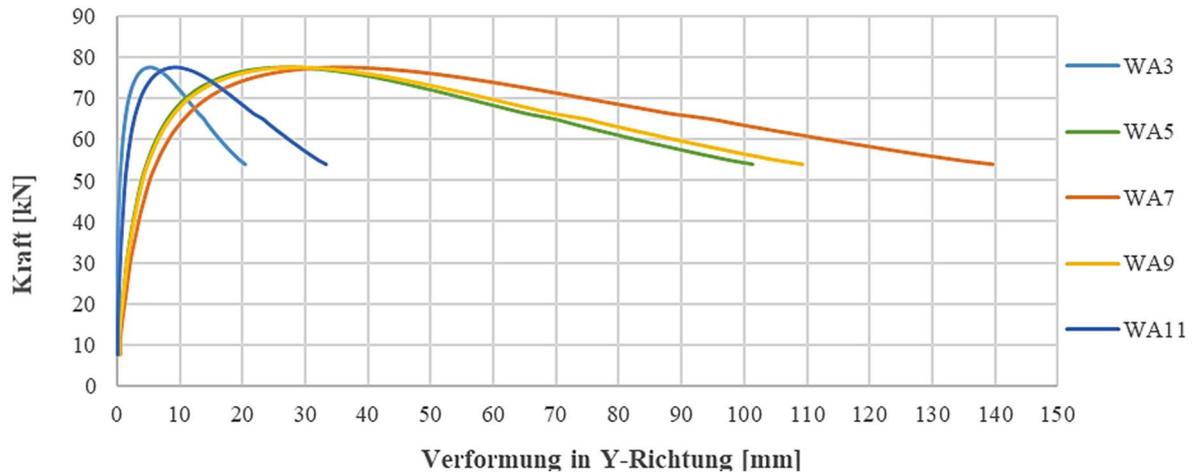


Abb. Anhang 10-71: Kraft Verformung in Y-Richtung des Prüfkörpers S07

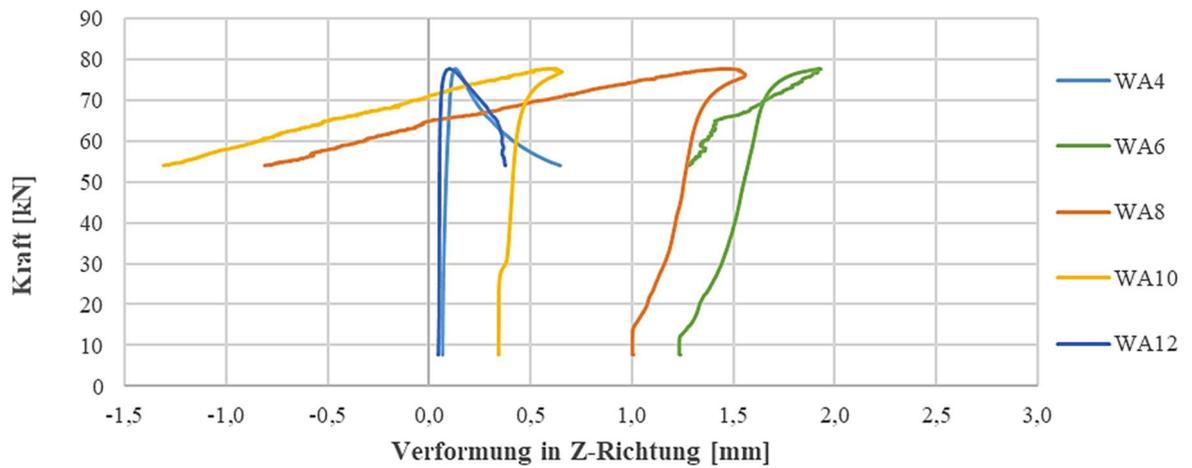


Abb. Anhang 10-72: Kraft Verformung in Z-Richtung des Prüfkörpers S07

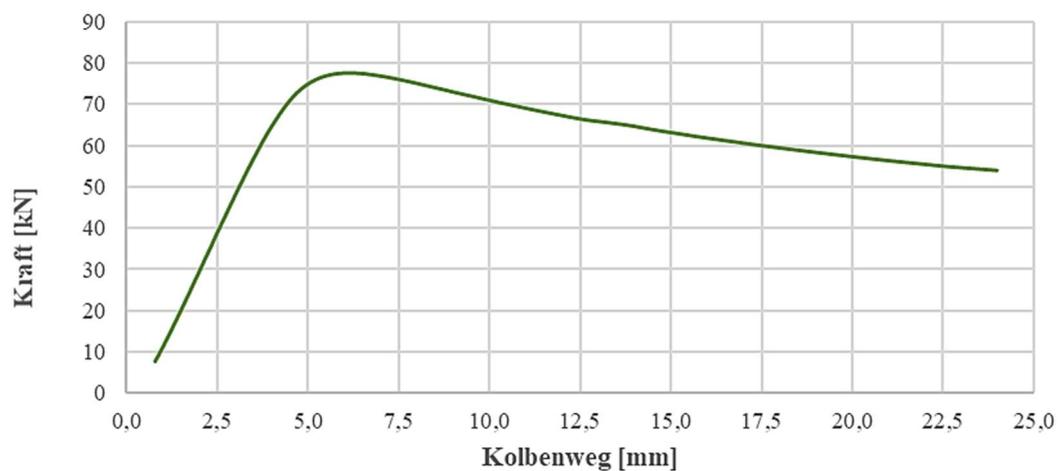


Abb. Anhang 10-73: Kraft Verformung in X-Richtung des Prüfkörpers S07

Prüfkörper S08

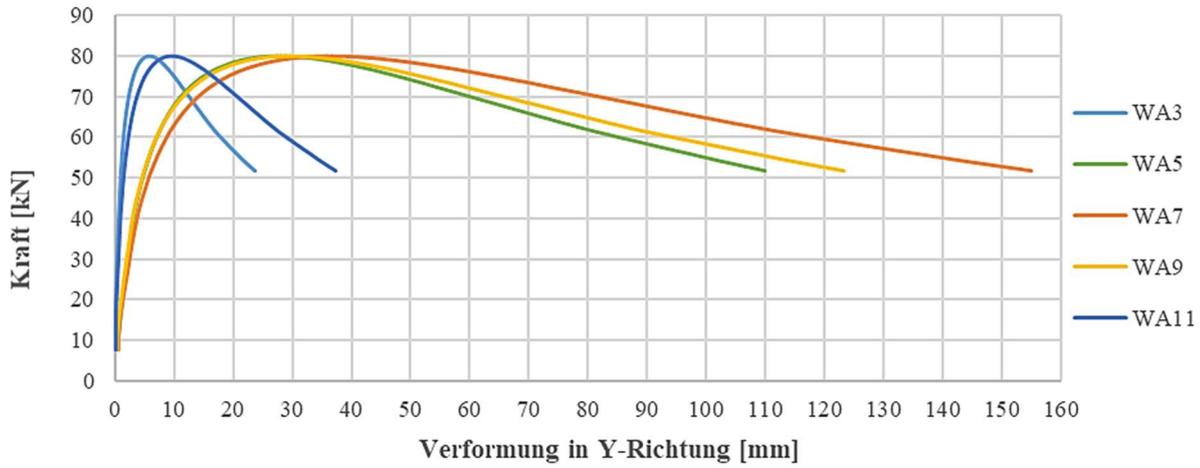


Abb. Anhang 10-74: Kraft Verformung in Y-Richtung des Prüfkörpers S08

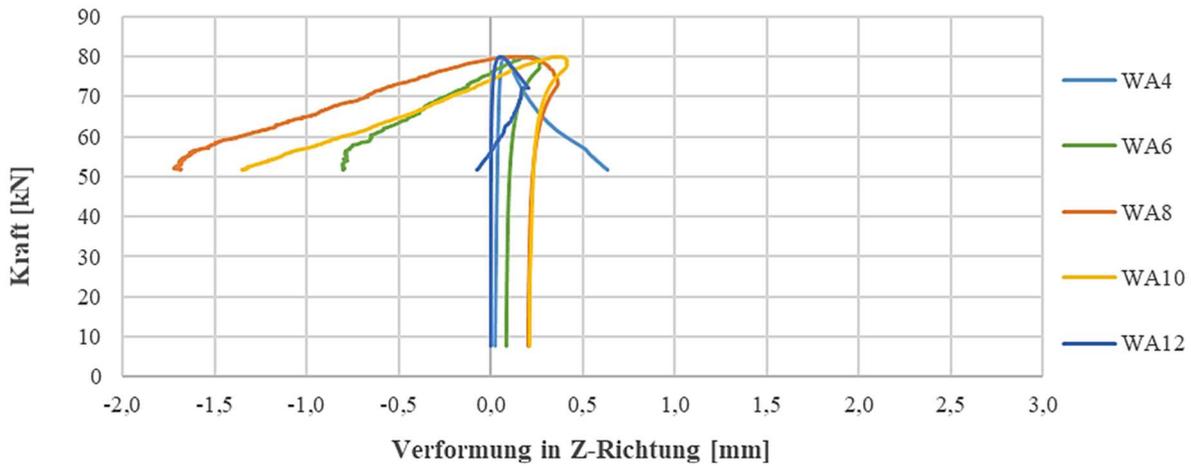


Abb. Anhang 10-75: Kraft Verformung in Z-Richtung des Prüfkörpers S08

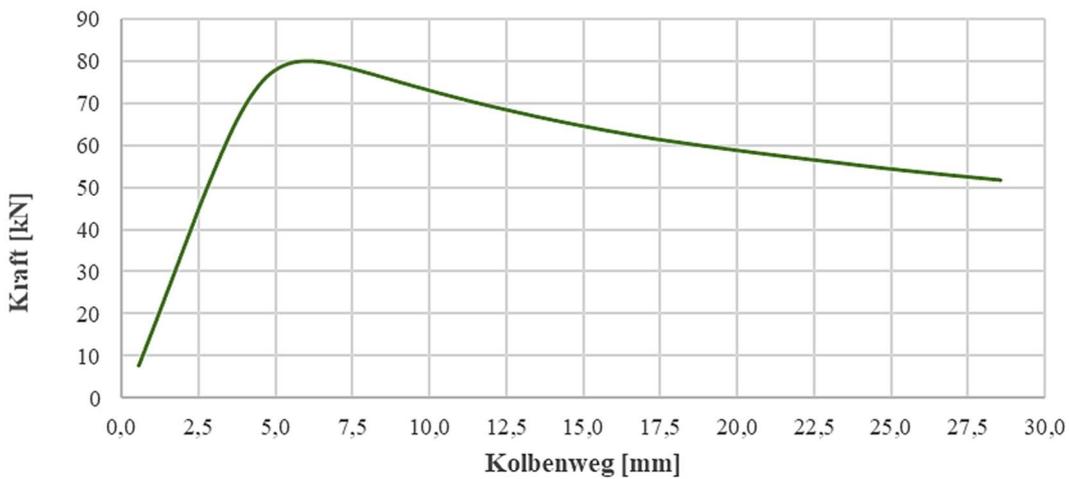


Abb. Anhang 10-76: Kraft Verformung in X-Richtung des Prüfkörpers S08

Prüfkörper S09

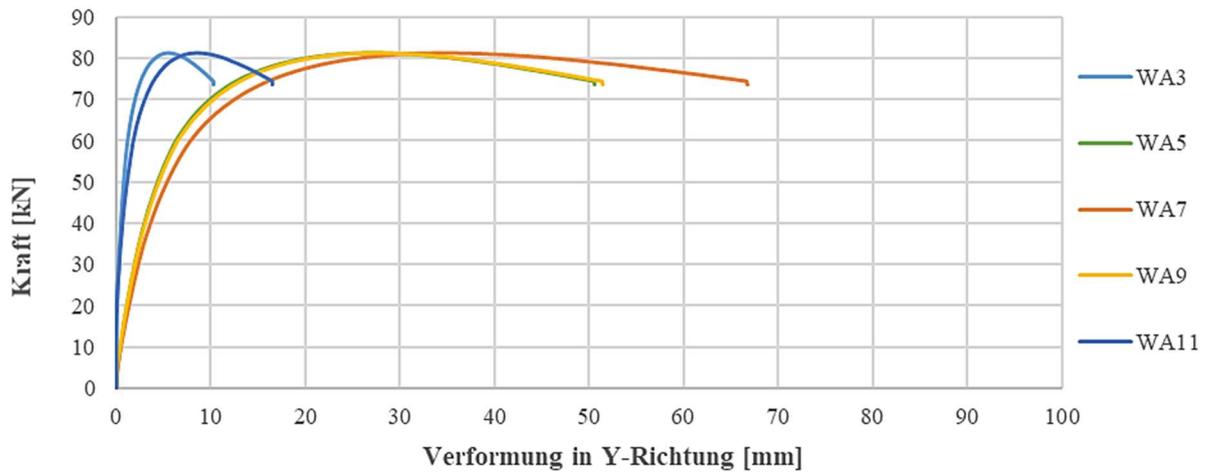


Abb. Anhang 10-77: Kraft Verformung in Y-Richtung des Prüfkörpers S09

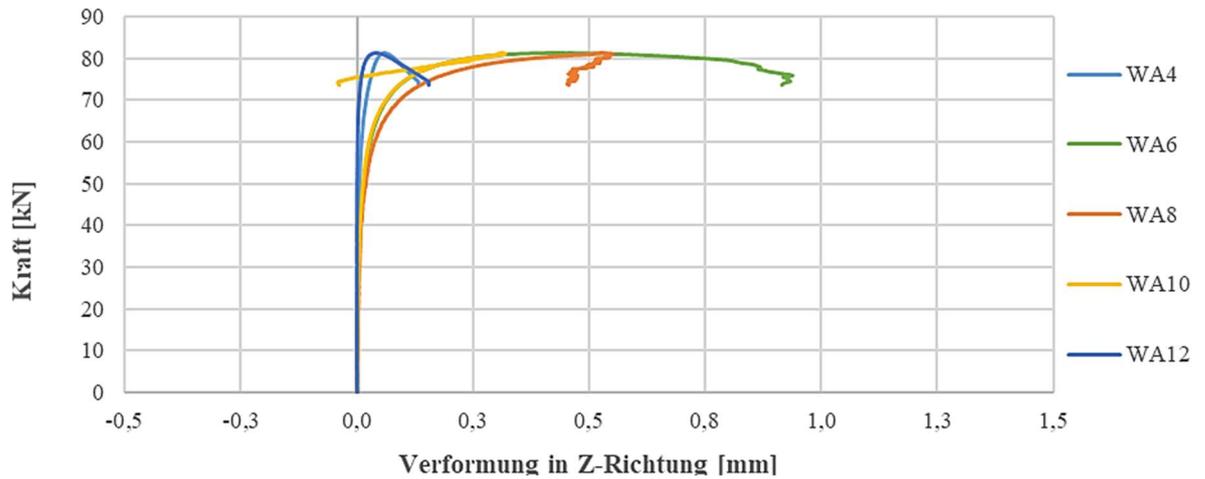


Abb. Anhang 10-78: Kraft Verformung in Z-Richtung des Prüfkörpers S09

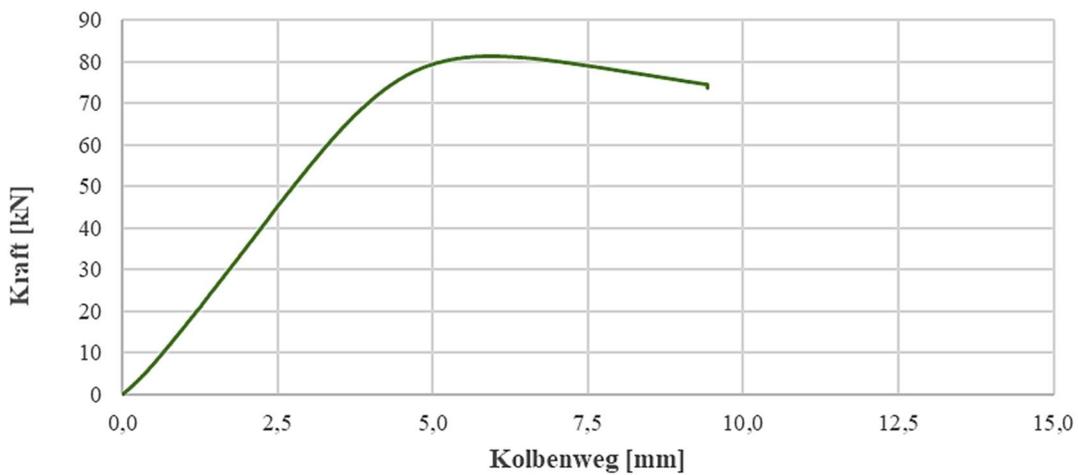


Abb. Anhang 10-79: Kraft Verformung in X-Richtung des Prüfkörpers S09

Prüfkörper S10

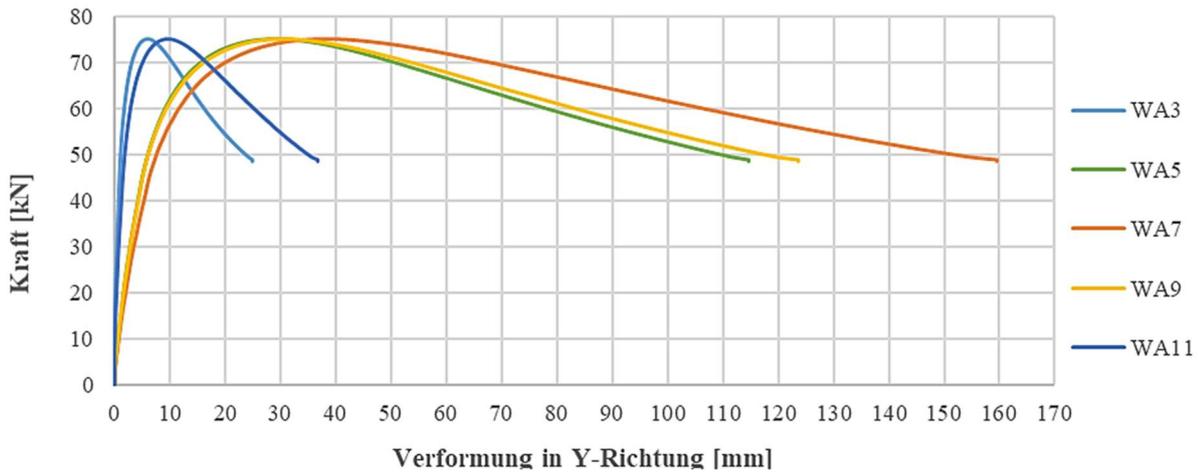


Abb. Anhang 10-80: Kraft Verformung in Y-Richtung des Prüfkörpers S10

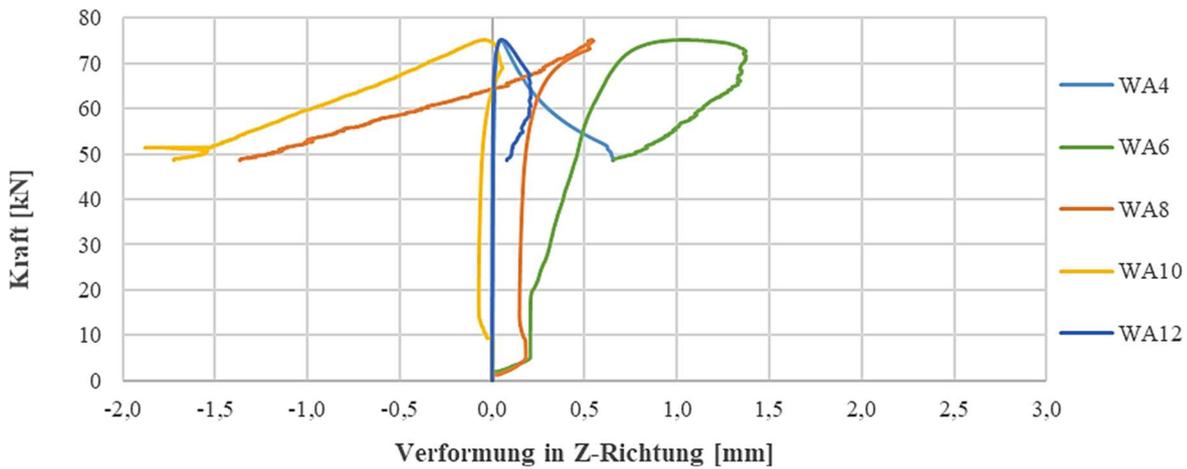


Abb. Anhang 10-81: Kraft Verformung in Z-Richtung des Prüfkörpers S10

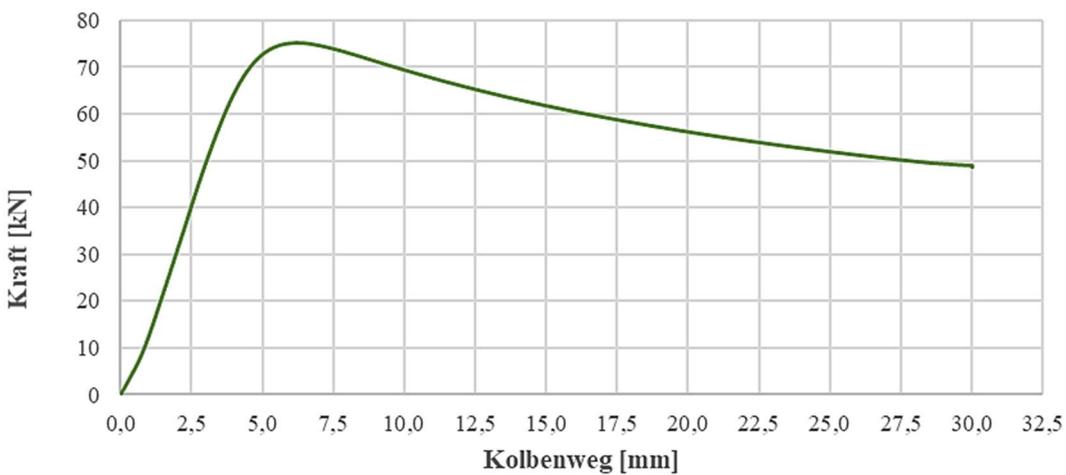


Abb. Anhang 10-82: Kraft Verformung in X-Richtung des Prüfkörpers S10

Prüfkörper S11

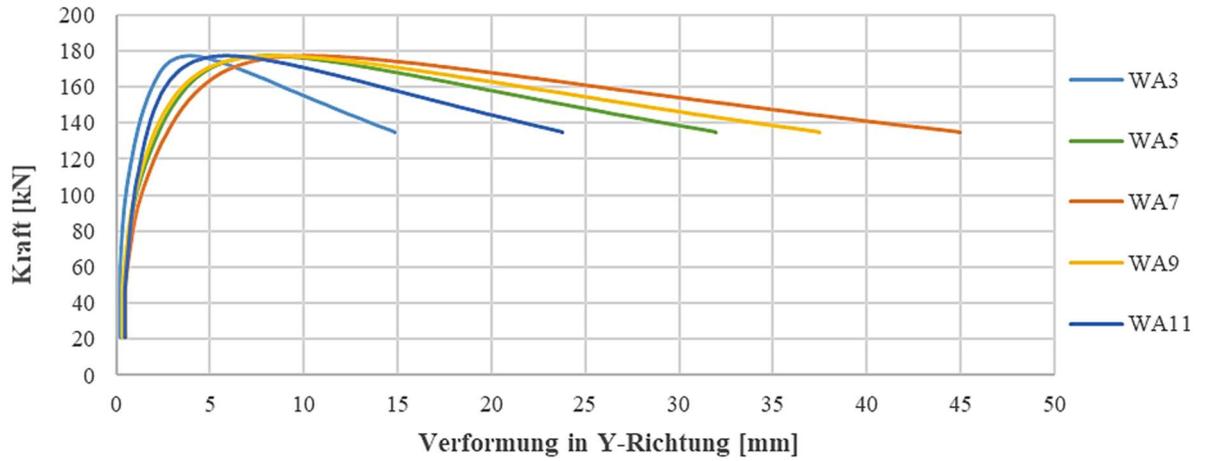


Abb. Anhang 10-83: Kraft Verformung in Y-Richtung des Prüfkörpers S11

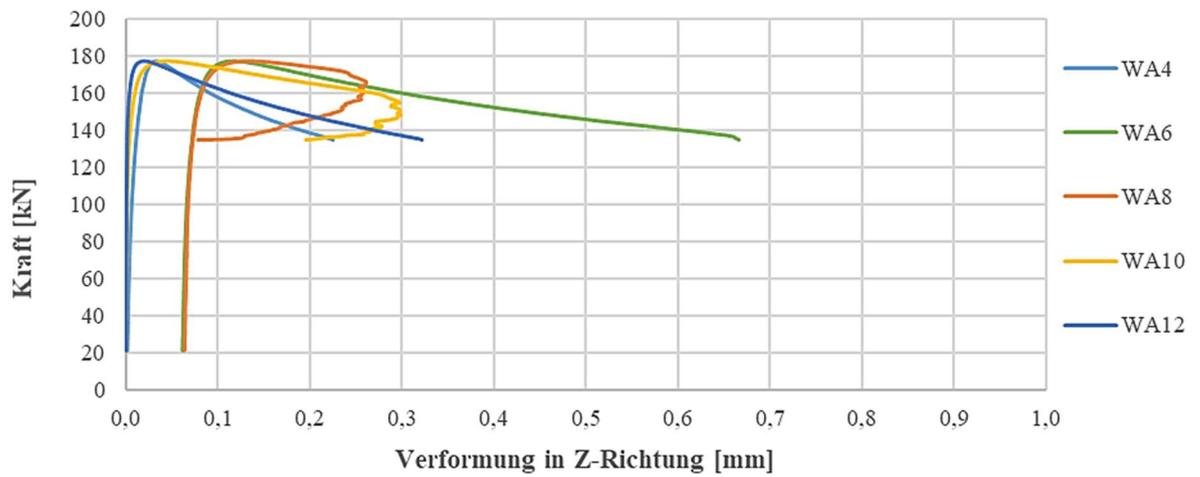


Abb. Anhang 10-84: Kraft Verformung in Z-Richtung des Prüfkörpers S11

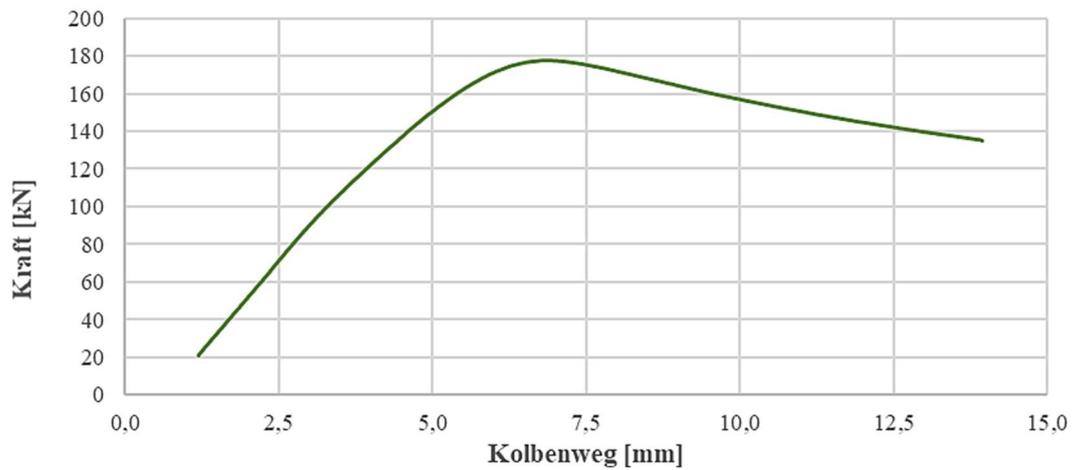


Abb. Anhang 10-85: Kraft Verformung in X-Richtung des Prüfkörpers S11

Prüfkörper S12

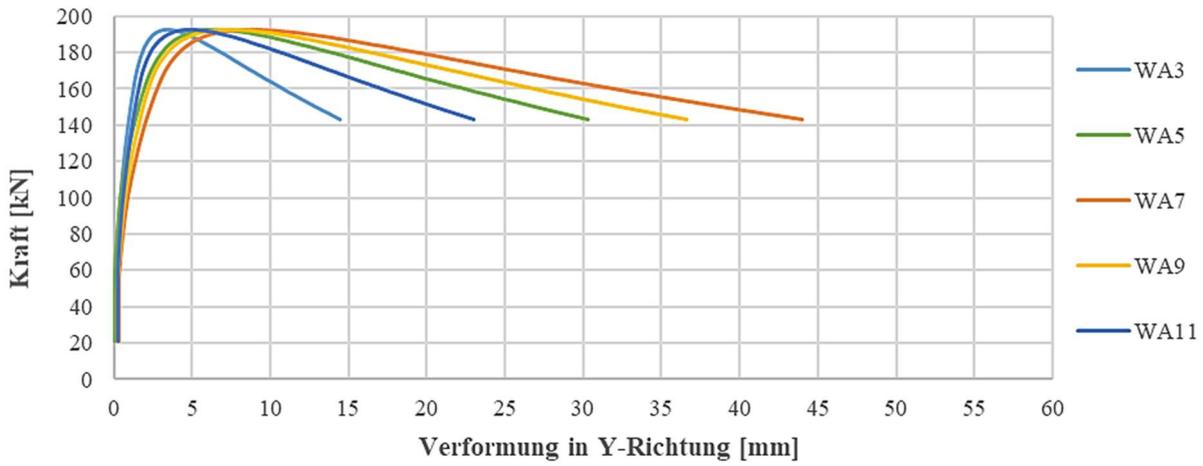


Abb. Anhang 10-86: Kraft Verformung in Y-Richtung des Prüfkörpers S12

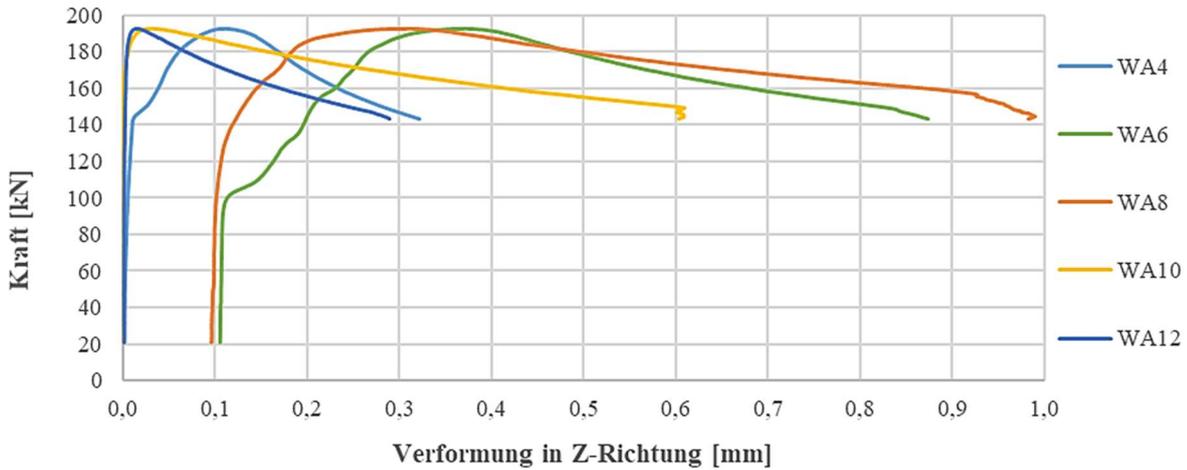


Abb. Anhang 10-87: Kraft Verformung in Z-Richtung des Prüfkörpers S12

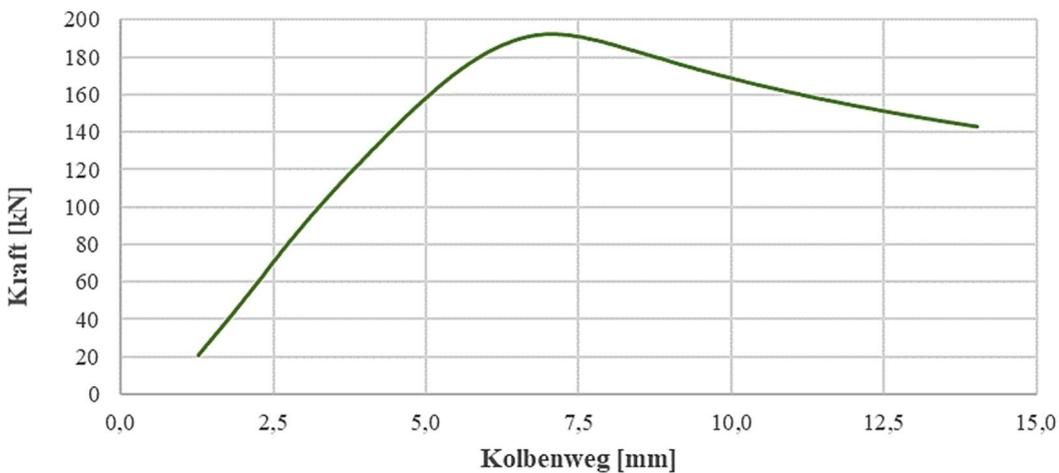


Abb. Anhang 10-88: Kraft Verformung in X-Richtung des Prüfkörpers S12

Prüfkörper S13

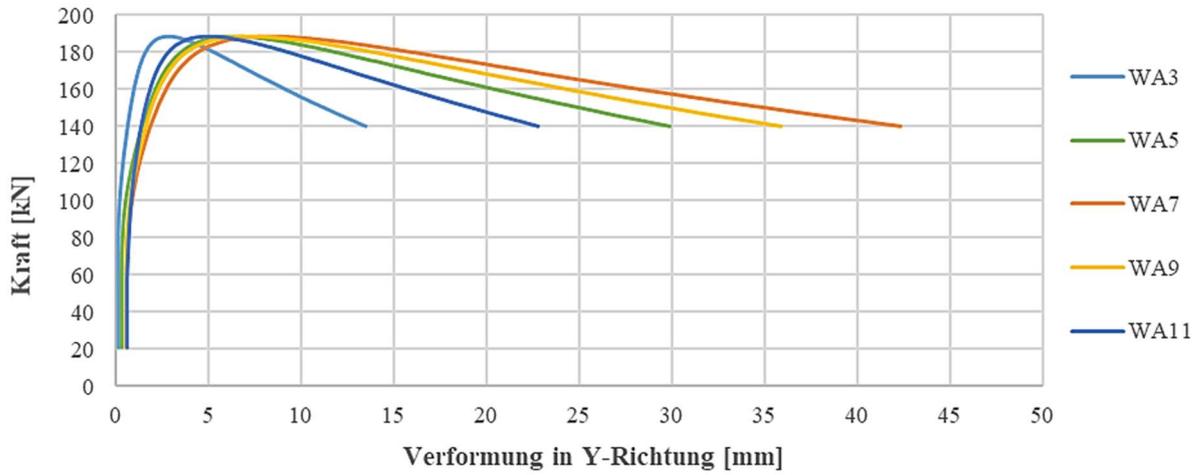


Abb. Anhang 10-89: Kraft Verformung in Y-Richtung des Prüfkörpers S13

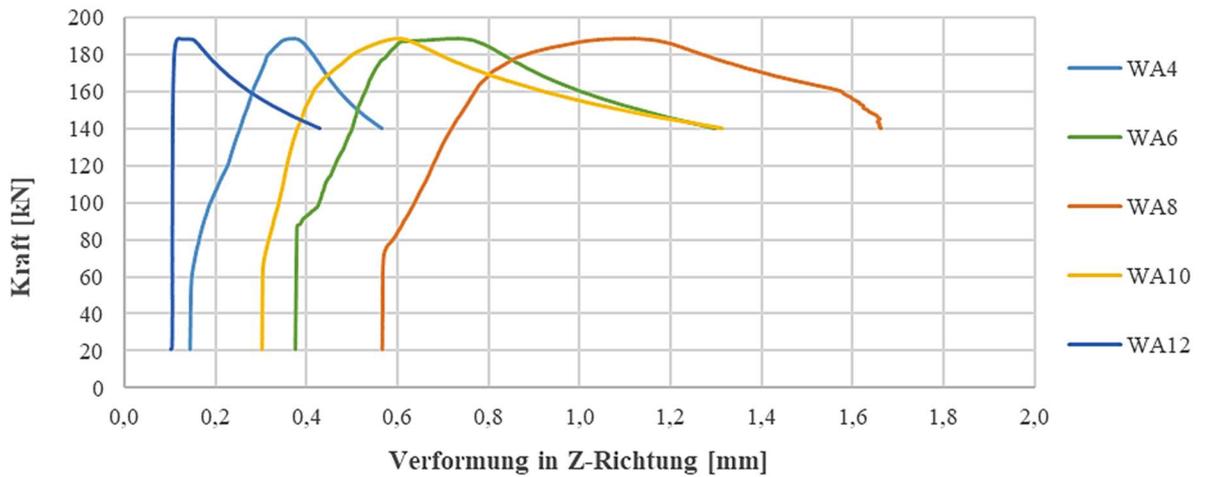


Abb. Anhang 10-90: Kraft Verformung in Z-Richtung des Prüfkörpers S13

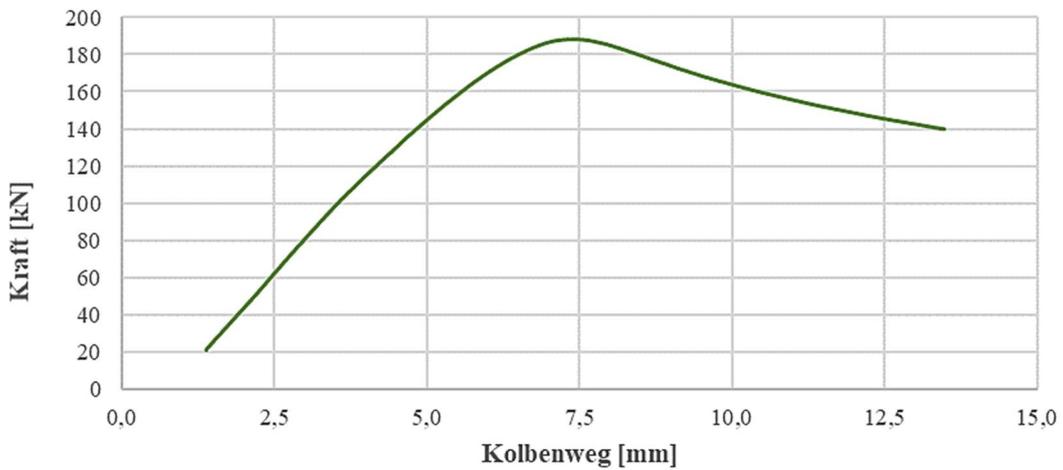


Abb. Anhang 10-91: Kraft Verformung in X-Richtung des Prüfkörpers S13

B-2.4 Bruchbilder

Prüfkörper S01



Abb. Anhang-10-92: verformte Stütze (links) und Bruchstelle (rechts) des Prüfkörpers S01

Prüfkörper S02

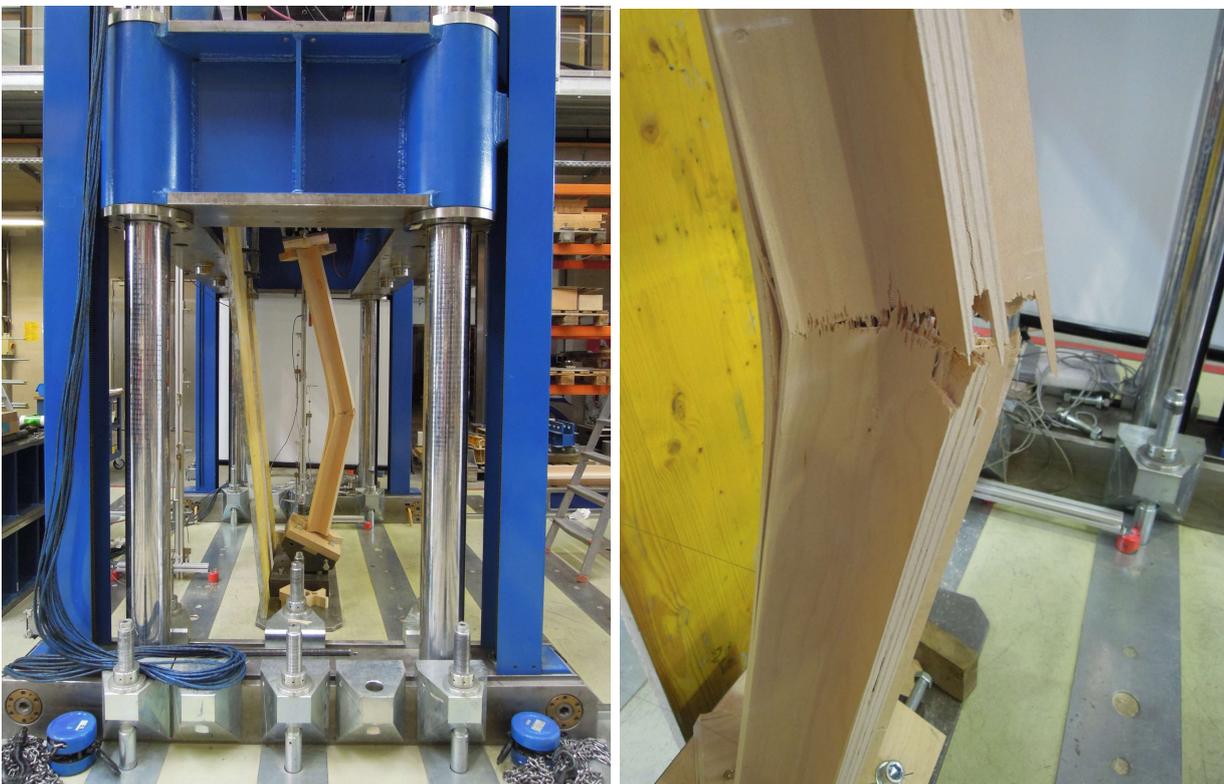


Abb. Anhang 10-93 verformte Stütze (links) und Bruchstelle (rechts) des Prüfkörpers S02

Prüfkörper S03

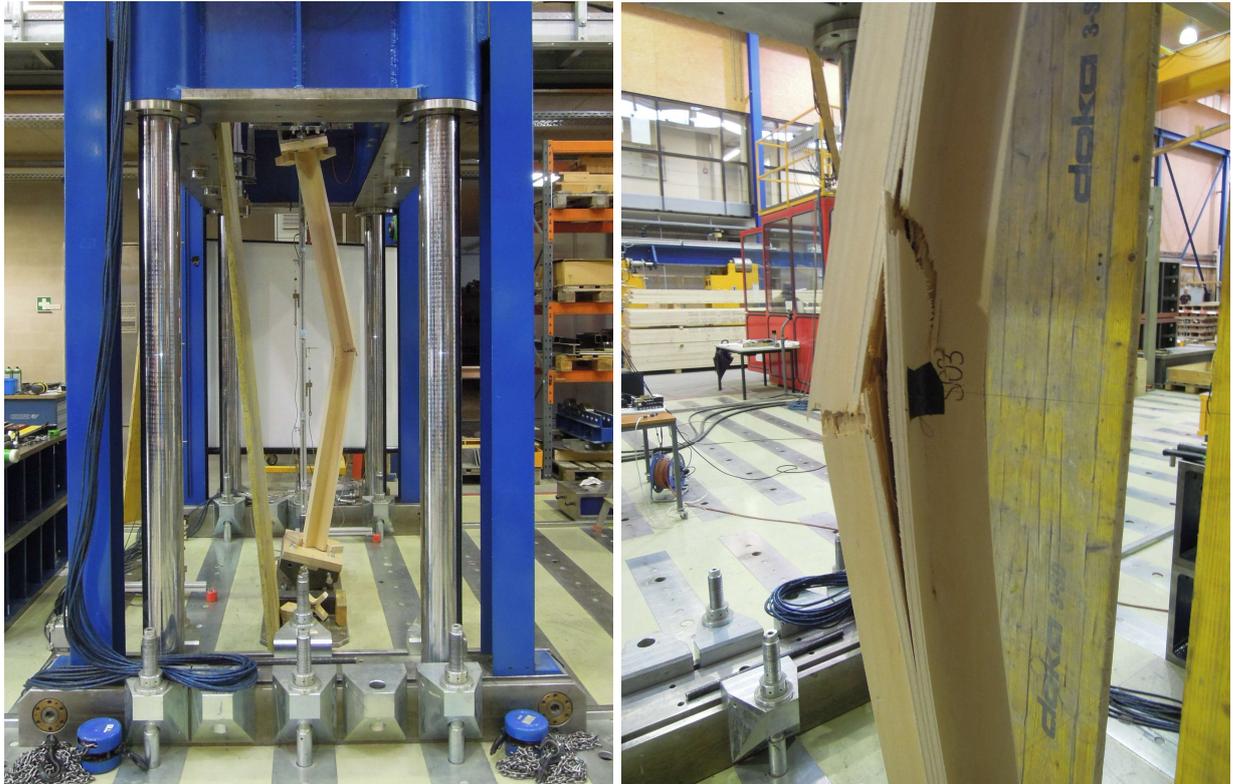


Abb. Anhang 10-94: verformte Stütze (links) und Bruchstelle (rechts) des Prüfkörpers S03

Prüfkörper S04



Abb. Anhang 10-95: verformte Stütze (links) und Bruchstelle (rechts) des Prüfkörpers S04

Prüfkörper S05

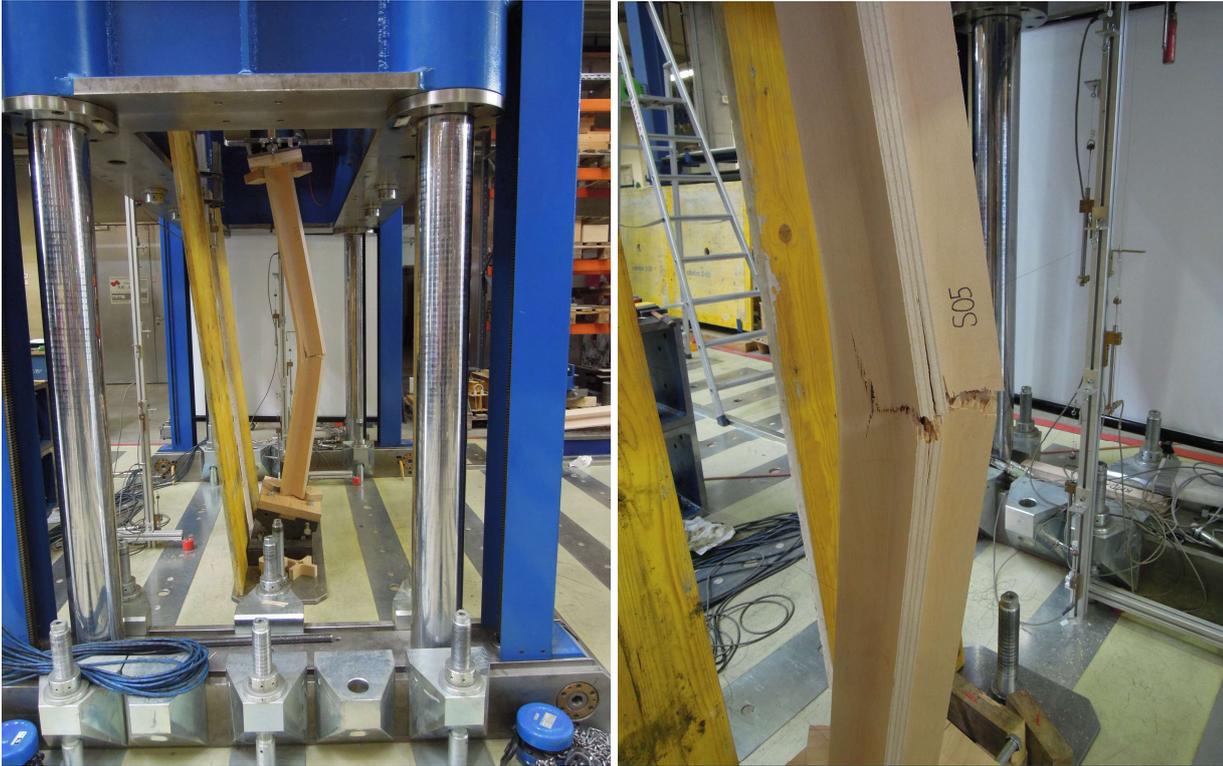


Abb. Anhang 10-96: verformte Stütze (links) und Bruchstelle (rechts) des Prüfkörpers S05

Prüfkörper S06



Abb. Anhang 10-97: verformte Stütze (links) und Bruchstelle (rechts) des Prüfkörpers S06

Prüfkörper S07



Abb. Anhang 10-98: verformte Stütze des Prüfkörpers S07

Prüfkörper S08

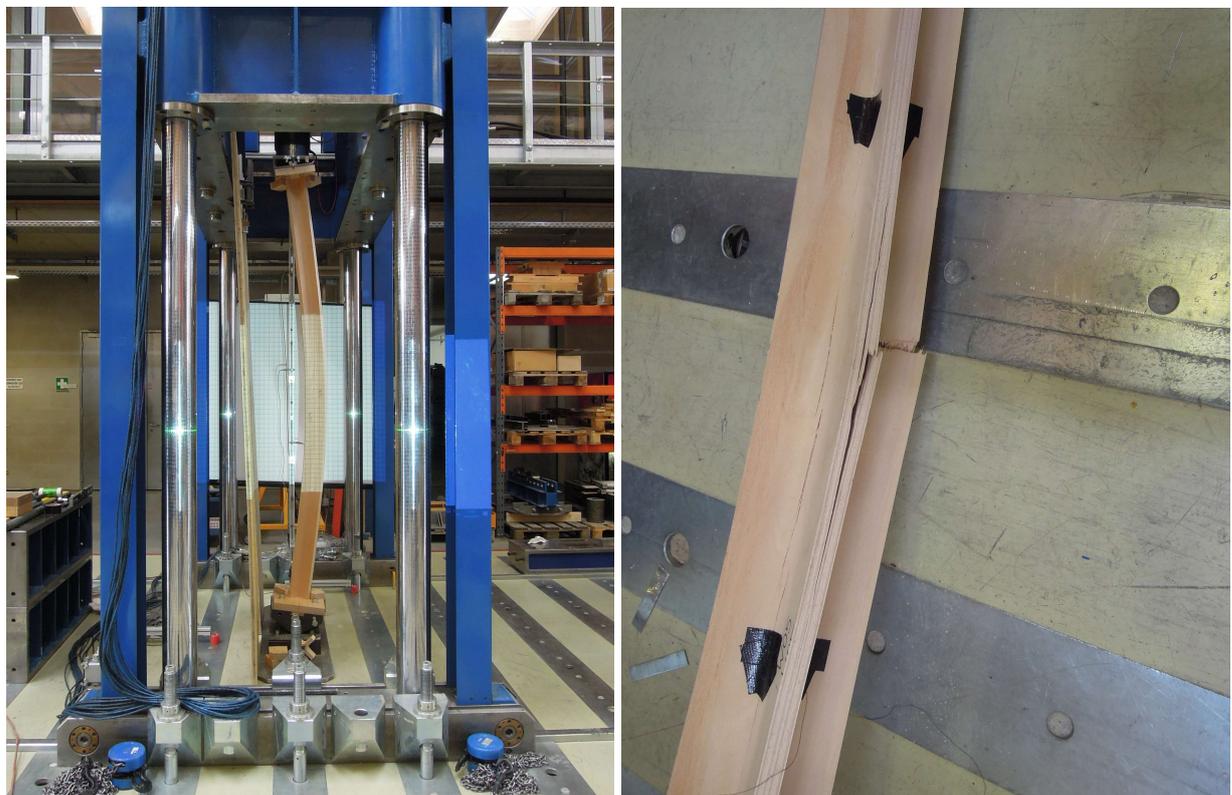


Abb. Anhang 10-99: verformte Stütze (links) und Bruchstelle (rechts) des Prüfkörpers S08

Prüfkörper S09



Abb. Anhang 10-100: verformte Stütze des Prüfkörpers S09

Prüfkörper S10



Abb. Anhang 10-101: verformte Stütze des Prüfkörpers S10

Prüfkörper S11



Abb. Anhang 10-102: verformte Stütze (links) und Bruchstelle (rechts) des Prüfkörpers S11

Prüfkörper S12

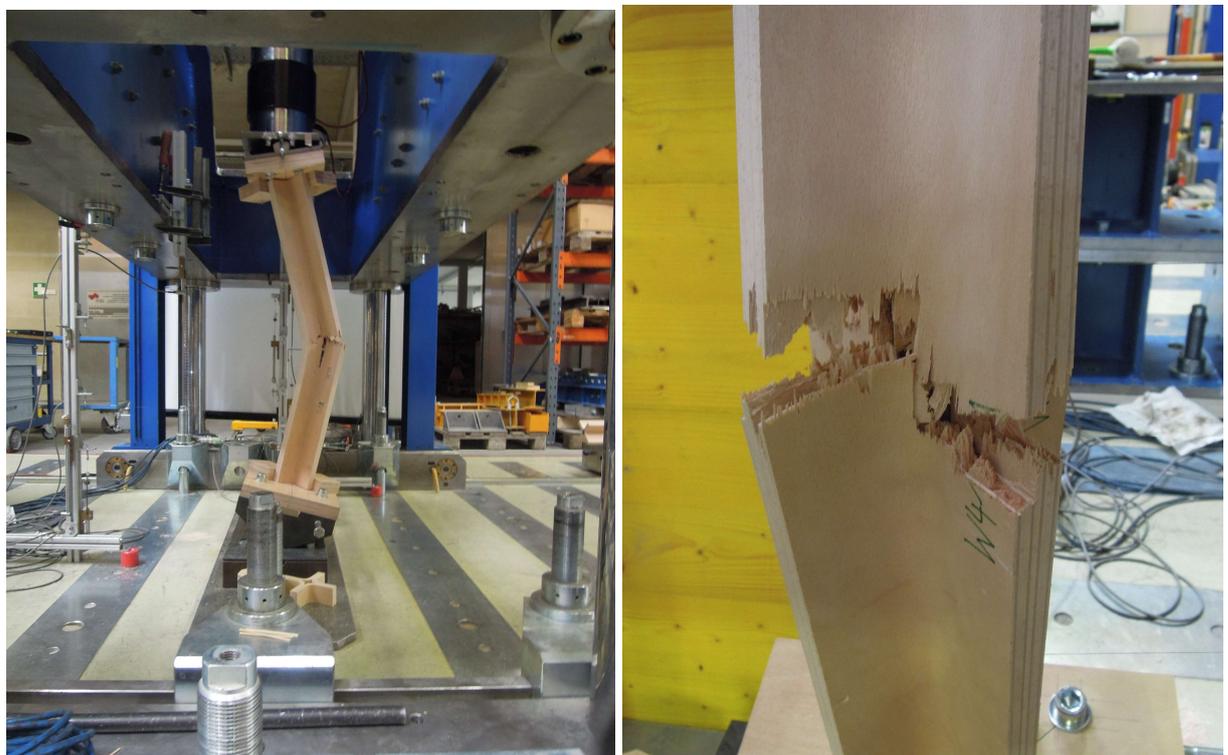


Abb. Anhang 10-103: verformte Stütze (links) und Bruchstelle (rechts) des Prüfkörpers S12

Prüfkörper S13

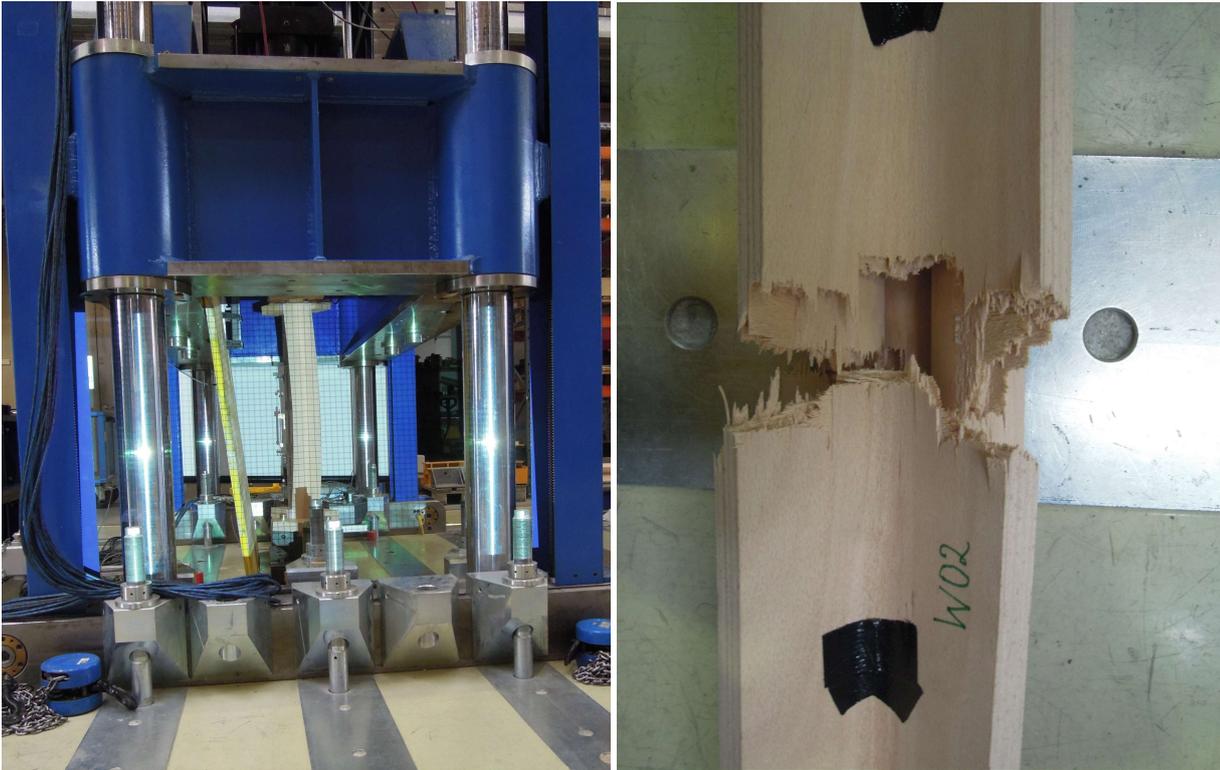


Abb. Anhang 10-104: verformte Stütze (links) und Bruchstelle (rechts) des Prüfkörpers S13

Dies ist eine Veröffentlichung des

FACHBEREICHS INGENIEURBAUKUNST (IBK) AN DER TU GRAZ

Der Fachbereich Ingenieurbaukunst umfasst die dem konstruktiven Ingenieurbau nahe stehenden Institute für Baustatik, Betonbau, Stahlbau & Flächentragwerke, Holzbau & Holztechnologie, Materialprüfung & Baustofftechnologie, Baubetrieb & Bauwirtschaft, Hochbau & Industriebau, Bauinformatik und Allgemeine Mechanik der Fakultät für Bauingenieurwissenschaften an der Technischen Universität Graz.

Dem Fachbereich Ingenieurbaukunst ist das Bautechnikzentrum (BTZ) zugeordnet, welches als gemeinsame hochmoderne Laboreinrichtung zur Durchführung der experimentellen Forschung aller beteiligten Institute dient. Es umfasst die drei Laboreinheiten für konstruktiven Ingenieurbau, für Bauphysik und für Baustofftechnologie.

Der Fachbereich Ingenieurbaukunst kooperiert im gemeinsamen Forschungsschwerpunkt „Advanced Construction Technology“. Dieser Forschungsschwerpunkt umfasst sowohl Grundlagen- als auch praxisorientierte Forschungs- und Entwicklungsprogramme.

Weitere Forschungs- und Entwicklungskooperationen bestehen mit anderen Instituten der Fakultät, insbesondere mit der Gruppe Geotechnik, sowie nationalen und internationalen Partnern aus Wissenschaft und Wirtschaft.

Die Lehrinhalte des Fachbereichs Ingenieurbaukunst sind aufeinander abgestimmt. Aus gemeinsam betreuten Projektarbeiten und gemeinsamen Prüfungen innerhalb der Fachmodule können alle Beteiligten einen optimalen Nutzen ziehen.

Durch den gemeinsamen, einheitlichen Auftritt in der Öffentlichkeit präsentiert sich der Fachbereich Ingenieurbaukunst als moderne Lehr- und Forschungsgemeinschaft, welche die Ziele und Visionen der TU Graz umsetzt.

Nummerierungssystematik der Schriftenreihe

S – Skripten, Vorlesungsunterlagen | F – Forschungsberichte
V – Vorträge, Tagungen | M – Masterarbeiten

Institutskennzahl:

1 – Allgemeine Mechanik | 2 – Baustatik | 3 – Betonbau
4 – Holzbau & Holztechnologie | 5 – Stahlbau & Flächentragwerke
6 – Materialprüfung & Baustofftechnologie | 7 – Baubetrieb & Bauwirtschaft
8 – Hochbau & Industriebau | 9 – Bauinformatik

Fortlaufende Nummer pro Reihe und Institut / Jahreszahl